

UNIVERSITA' DEGLI STUDI DI NAPOLI "FEDERICO II"

**DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA DEI MATERIALI E DELLA
PRODUZIONE**

**Dottorato di Ricerca in Ingegneria Chimica, dei Materiali e della
Produzione**

"Tecnologie e Sistemi Intelligenti per l' Automazione della Produzione"

XIX CICLO

**Tecnologie Innovative per Beni Strumentali :
Produzione e controllo di componenti in composito
realizzati mediante il processo di FW**

**Coordinatore
CH.MO Prof. Nino Grizzuti**

**Dottorando
Ing. Maria Damiano**

**Tutor
Prof.ssa Ing. Isabella de Iorio**

INDICE

INTRODUZIONE	5
<i>CAPITOLO 1</i>	7
PROGETTARE E COSTRUIRE CON I MATERIALI COMPOSITI MEDIANTE LA TECNOLOGIA DEL FILAMENT WINDING	7
I.1 DESCRIZIONE DEL PROCESSO	7
I.2 PROCESSO DI FABBRICAZIONE	10
I.3 TECNICHE DI AVVOLGIMENTO TRADIZIONALI.....	11
I.4 MODELLO TERMOCHIMICO PER IL ‘FILAMENT WINDING’	13
<i>CAPITOLO 2</i>	18
PROCESSO DI FILAMENT WINDING PER CILINDRI IN COMPOSITO: SCELTA DEI MATERIALI E DELLE ATTREZZATURE PER L’AVVOLGIMENTO E LA CURA	18
II.1 MACCHINA DI FILAMENT WINDING PER LA PRODUZIONE DI STRUTTURE TUBOLARI IN MATERIALE COMPOSITI.....	18
II.2 METODO E GENERAZIONE DELL’ANGOLO DI AVVOLGIMENTO DESIDERATO.....	22
II.3 ALGORITMO RAPPRESENTATIVO DEL PROCESSO.....	23
II.4. DESCRIZIONE DEL SOFTWARE DI CONTROLLO.....	31
II.5. MATERIALI UTILIZZATI NEL PROCESSO DI FILAMENT WINDING.....	33
<i>CAPITOLO 3</i>	44
PROGETTAZIONE A RESISTENZA DELLE STRUTTURE TUBOLARI	44
III.1 CONDIZIONI DI CARICO AGENTI NEI RECIPIENTI IN PRESSIONE	44
III.2 RESISTENZA A PRIMA ROTTURA	46
III.3 RESISTENZA A ROTTURA ULTIMA	46
III.4 CRITERI DI SCELTA DELLE ORIENTAZIONI OTTIMALI DELLE FIBRE	48
<i>CAPITOLO 4</i>	52

REALIZZAZIONE DI STRUTTURE COMPOSITE A SIMMETRIA CILINDRICA MEDIANTE FILAMENT WINDING.....	52
IV.1 SVILUPPO DEI PROGRAMMI DI AVVOLGIMENTO E REALIZZAZIONE DI TUBI IN VETRORESINA	52
IV.2 SCELTA DELLA MODALITÀ DI APPLICAZIONE DELLA DEPOSIZIONE DI FIBRE A $0^{\circ} \div 90^{\circ}$ NEL PROCESSO DI FILAMENT WINDING.....	58
IV.3 TUBI CON LINER ELASTICO INTERNO.....	67
IV.4 PROVE DI BRUCIATURA	67
<i>CAPITOLO 5.....</i>	72
PROCESSO DI CURA DI STRUTTURE TUBOLARI OTTENUTE MEDIANTE FILAMENT WINDING	72
V.1 CICLO DI CURA	72
V.2 LA CURA DI STRUTTURE TUBOLARI MEDIANTE SORGENTI AD INFRAROSSI	73
V.3 TEORIA DELLE RADIAZIONI INFRAROSSI.....	76
V.4 SISTEMA DI CURA CON SORGENTE IR	76
V.5 CARATTERISTICHE DI ASSORBIMENTO DELLA VETRORESINA	78
<i>CAPITOLO 6.....</i>	81
BURST TEST: SISTEMA PER LA QUALIFICAZIONE DI COMPONENTI TUBOLARI IN COMPOSITO.....	81
VI.1 CARATTERISTICHE DEL SISTEMA DI PROVA E QUALIFICAZIONE	81
VI.2 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A PRIMA ROTTURA	85
VI.3 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A ROTTURA ULTIMA.....	87
VI.4 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A LUNGO TERMINE.....	90
VI.5 DATI SPERIMENTALI OTTENUTI DALLE PROVE DI SCOPPIO.....	92
<i>CAPITOLO 7.....</i>	96
CARATTERIZZAZIONE DEI MECCANISMI DI DANNO DEI TUBI IN VETRORESINA MEDIANTE EMISSIONE ACUSTICA	96

VII.1 EMISSIONE ACUSTICA DI TUBI IN COMPOSITO SOGGETTI A PRESSIONE INTERNA.....	96
VII.2 SISTEMA ACQUISIZIONE ED ANALISI EMISSIONE ACUSTICA	97
VII.3 CORRELAZIONE TRA IL COMPORTAMENTO A ROTTURA E IL COMPORTAMENTO ACUSTICO DEI TUBI IN VETRORESINA DURANTE BURST TEST	100
VII.4 PROPAGAZIONE DELLE ONDE ACUSTICHE IN LAMINATI SOTTILI CFRP	118
VII.5 DETERMINAZIONE DELLA VELOCITÀ DEL SUONO ALL' INTERNO DI LAMINATI CFRP	120
VII.6 DETERMINAZIONE DELLA RIGIDEZZA DI LAMINATI CFRP MEDIANTE EMISSIONE ACUSTICA.....	121
<i>CONCLUSIONI</i>	123
<i>BIBLIOGRAFIA</i>	125

Introduzione

L'oggetto del presente progetto di ricerca riguarda la fabbricazione e caratterizzazione meccanica di tubi in vetroresina, prodotti mediante la tecnologia del "*Filament Winding*".

Le attività sperimentali svolte sono state indirizzate allo studio e alla fabbricazione di strutture tubolari a singola e doppia orientazione, le cui caratteristiche sono state successivamente verificate attraverso test di laboratorio. La ricerca si poneva l'obiettivo di correlare i parametri di processo con le prestazioni ottenibili nei prodotti.

Per la fabbricazione di strutture tubolari, da impiegare come condotti ad alta pressione intervengono requisiti di tenuta alle pressioni di esercizio, che richiedono essenzialmente una progettazione a resistenza. A tutt'oggi sono stati proposti differenti criteri di resistenza per la valutazione della prima rottura in condizioni biassiali di sollecitazione, tenendo conto della presenza delle lamine danneggiate. Se tuttavia lo scopo è la scelta di una struttura a simmetria cilindrica ottimale, occorre operare delle scelte per quanto possibile convalidate da dati sperimentali, per i calcoli di resistenza. Dagli studi condotti risulta che i tubi in composito aventi le migliori prestazioni meccaniche sono realizzati avvolgendo il filamento con angoli di $\pm 55^\circ$ e con angoli di $90^\circ/0^\circ/90^\circ$. Da un punto di vista tecnologico, sarebbe preferibile utilizzare un laminato $\pm 55^\circ$, in quanto semplificherebbe la fase di fabbricazione con *Filament Winding*. Da un punto di vista meccanico, converrebbe invece un laminato $90^\circ/0^\circ/90^\circ$, che ha le fibre disposte in coincidenza delle direzioni di sollecitazione.

L'attività svolta ha riguardato tutte le fasi del processo: dal tensionamento delle fibre che precede l'impregnazione e la deposizione; alla messa a punto dei parametri di lavoro della macchina di "*Filament Winding*" utilizzata; allo sviluppo dei programmi di lavoro e realizzazione dei tubi con diversa distribuzione delle fibre (angoli di avvolgimento a singola $\pm \alpha$ e a doppia orientazione); alle fonti alternative di cura utilizzabili per matrice termoindurente.

Il sistema di prova e qualificazione adottato per la caratterizzazione dei componenti tubolari in composito ha riguardato sia l'analisi del loro comportamento a resistenza mediante le prove di scoppio che l'analisi dei dati forniti da un sistema di *Emissione Acustica* che prelevava i segnali provenienti dal materiale durante l'evoluzione del danno fino alla rottura.

I materiali compositi come tutti i solidi, se sottoposti ad un carico, rilasciano energia e la loro deformazione elastica dipende dalla capacità che hanno nell' immagazzinarla. Se il materiale presenta difetti l' innesco del danno avverrà probabilmente intorno ad essi in quanto punti di concentrazione di sollecitazione. Un veloce moto di dislocazione è associato ad un rapido rilascio di energia elastica ed è quello che identifica un evento EA. L' analisi della forma d' onda nei differenti lay-up, associata all' analisi parametrica delle onde di EA, è usata per lo studio della classificazione del tipo di danno che si innesca nei compositi quando questi sono sottoposti a sollecitazione (siano esse di carattere impulsivo e/o non, statiche e/o dinamiche). Data la geometria complessa delle strutture tubolari, l' ultima parte della attività di ricerca, in accordo alla teoria di propagazione dell' onda piana in laminati piani, è stata rivolta allo studio del legame esistente tra la rigidità della piastra composita, a spessore sottile, e la componente estensionale della velocità di propagazione del suono al suo interno.

Capitolo1

PROGETTARE E COSTRUIRE CON I MATERIALI COMPOSITI MEDIANTE LA TECNOLOGIA DEL FILAMENT WINDING

I.1 DESCRIZIONE DEL PROCESSO

Il *Filament Winding* è un processo in cui fibre continue, impregnate di resina, vengono avvolte su di un supporto che può essere cilindrico, circolare o di qualsiasi altra forma che non presenti curvature rientranti. Una schematica rappresentazione di tale tecnica che utilizza *wet winding* è mostrata in Figura I.1.

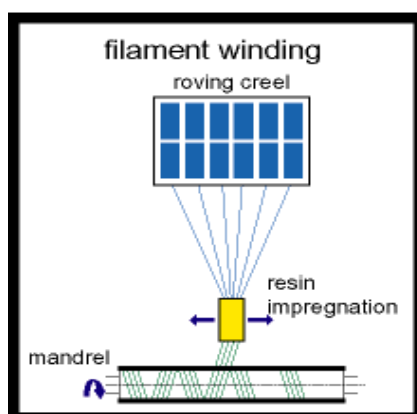


Figura I.1

In figura viene mostrato in maniera schematica il percorso che la fibra continua segue a partire dalla roccettiera dalla quale, un numero eventualmente variabile di fili, convergono verso una vasca di impregnazione contenente resina non curata e successivamente vengono avvolti sulla superficie di un mandrino rotante. La combinazione di tale rotazione con lo

spostamento della vasca di impregnazione permette la deposizione della fibra impregnata su tutta la superficie del mandrino e la totale copertura dello stesso. Terminata la fase di avvolgimento, l'insieme mandrino-pezzo viene riscaldato per portare a termine il processo di cura della resina. Tale tecnica ha la capacità di variare la tensione di avvolgimento delle fibre, l'angolo di avvolgimento e il contenuto di resina in relazione al desiderato spessore del manufatto finale. Dalla Figura I.2 si evince che il più importante vantaggio del *Filament Winding* è il costo, che risulta essere notevolmente minore rispetto agli altri metodi di fabbricazione.

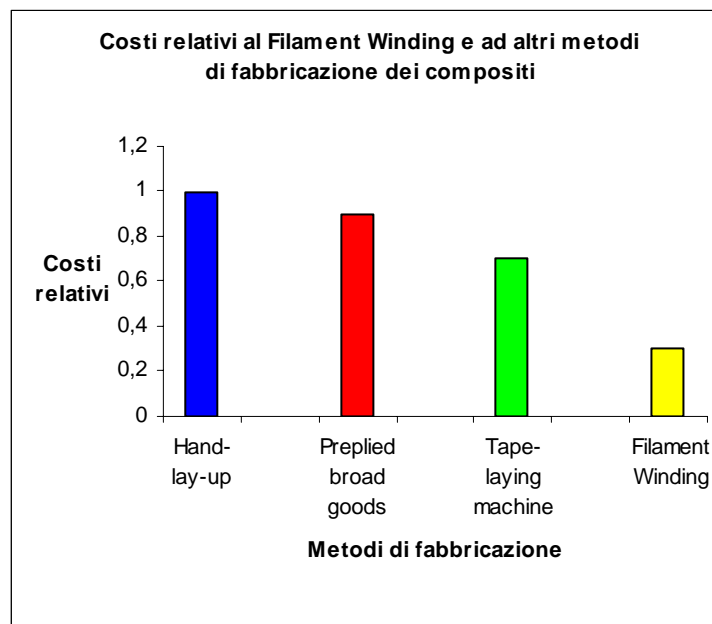


Figura I.2 Confronto tra costi di fabbricazione di compositi

La riduzione dei costi è dovuta anche all'elevata velocità con cui vengono deposte le fibre.

I vantaggi che il *Filament Winding* presenta possono essere sintetizzati in:

- elevata natura ripetitiva della deposizione delle fibre
- possibilità di usare fibre continue
- facilità di deporre le fibre in ogni direzione

- la cura non avviene in autoclave
- possibilità di realizzare strutture di cospicue dimensioni
- ottenere un' elevata frazione volumetrica di fibre V_f
- minori costi dovuti alla possibilità di non impiegare prepreg, anche se questi ultimi offrono un eccellente controllo sulla qualità e sul contenuto di resina, uniformità e larghezza della fascia deposta costante.

Per contro il *Filament Winding* presenta i seguenti svantaggi:

- le forme devono essere tali da poter rimuovere il mandrino
- impossibilità di avvolgere con curvature inverse
- difficoltà di cambiare la direzione di avvolgimento delle fibre
- si ha bisogno del mandrino che può essere complesso e costoso
- le semplici superfici esterne dei manufatti possono ostacolare l'aerodinamica

Tali svantaggi sono stati in parte risolti per il fatto che il *Filament Winding* ha aumentato la sua importanza per la diffusa disponibilità di moderne tecniche di automazione.

L' utilizzo di mandrini di sabbia solubili all'acqua, di mandrini in gesso o ancora di mandrini tubolari metallici hanno permesso di poter ottenere manufatti di forma più complessa, data la loro facilità estrattiva.[1]-[2]



Figura I.3 Manufatti ottenuti mediante Filament Winding

I.2 PROCESSO DI FABBRICAZIONE

Il processo di fabbricazione di manufatti mediante la tecnologia del *Filament Winding* può essere sintetizzata mediante il seguente schema:

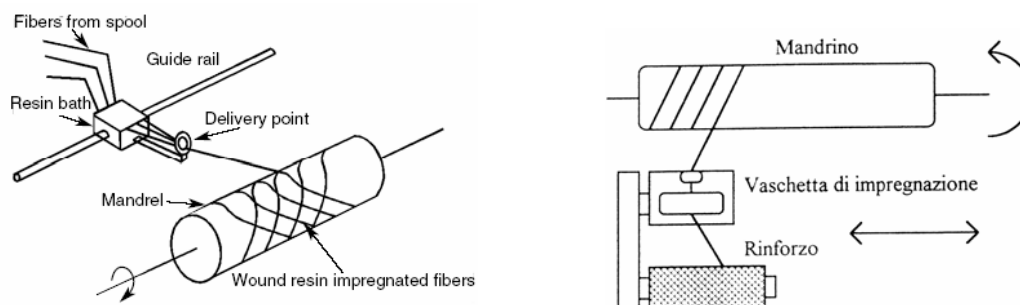


Figura I.4 Schema del processo di fabbricazione con tecnologia Filament Winding

La scelta di prepreg o di fibre continue impregnate in un bagno di resina è dettata dalle esigenze costruttive del composito. I vantaggi e gli svantaggi dell'uno o dell'altro vengono riassunti nella tabella I.1.

Il mandrino, prima che su di esso abbia inizio l'avvolgimento delle fibre, viene ricoperto di una patina di *gel coat*, resina impiegata come distaccante che viene impiegata per consentire l'estrazione dei particolari dal mandrino. Il *gel coat* presenta tensione superficiale molto bassa in modo da diffondersi completamente sulle superfici da trattare. Il vantaggio principale di questo tipo di distaccante è che consente, se correttamente applicato, un numero molto elevato di processi di avvolgimento per cui viene anche classificato come distaccante permanente o semipermanente.

Il processo di fabbricazione dipende dal tipo di manufatto che si deve realizzare ed è funzione della geometria del pezzo, del peso e della disponibilità delle attrezzature per l'avvolgimento. Molte delle macchine in uso per l'avvolgimento sono a controllo numerico pertanto si può controllare l'orientazione delle fibre e il loro reciproco posizionamento durante l'avvolgimento stesso. Durante il processo, le fibre spostandosi possono causare un cambio della tensione che agisce su di esse e della loro posizione. Per limitare tali effetti

viene introdotta una tensione alle rocchettiere. Sono previsti dispositivi di tensionamento che controllano i livelli di tensione, adeguandola facilmente, in modo da prevenire l'allentarsi delle fibre e una distribuzione non uniforme della tensione sulla rocchettiera. Il dispositivo di tensionamento include freni magnetici o per attrito, riavvolgimenti elettronici o ceseie rotanti che ostacolano lo svolgimento delle fibre dalla rocchettiera.[3]

	Prepreg	Wet winding	Wet rerolled
Compattazione	Migliore	Peggior	Uguale al prepreg
Disponibilità di fibre	Non tutte le fibre sono disponibili	Buona	Buona
Controllo del contenuto di resina	Buona. Velocità e viscosità costante	Velocità e viscosità variano	Peggior. La viscosità varia
Qualità assicurata	Elevata		Peggior
Possibilità di usare sistemi di resina complessa	Sì	Veramente difficile	Difficile
Immagazzinamento	Sì	No	
Fibre danneggiate	Dipende dall'impregnatore	Può richiedere speciali attrezzature: minori danni potenziali a causa di minori trattamenti	Il trattamento delle fibre è controllato
Costi	Elevati	Minori	Richiedono capitale per l'impregnazione
Cura a temperatura ambiente	Non è possibile	Possibile	Possibile
Velocità di avvolgimento	Può essere elevata, la fuoriuscita della resina dalle fibre è minimizzata	Minore	Intermedia

Tabella I.1

I.3 TECNICHE DI AVVOLGIMENTO TRADIZIONALI

Il processo di *Filament Winding* può esser generalmente classificato in base alle tecniche di avvolgimento delle fibre sul mandrino; si distinguono:

- la tecnica ad avvolgimento *ad elica*

- la tecnica ad avvolgimento *polare*

La tecnica ad avvolgimento ad elica prevede che la banda della fibra sia alimentata attraverso un carrello da una testa di distribuzione che trasla longitudinalmente rispetto all'asse di rotazione del mandrino. L'angolo di avvolgimento è determinato dal rapporto tra le due velocità. Non appena il carrello, nel suo moto traslatorio, raggiunge l'estremità del mandrino rallenta, si arresta e cambia direzione, continuando ad avvolgere la fibra sul mandrino con angolo, questa volta, negativo come si vede in Figura I.4

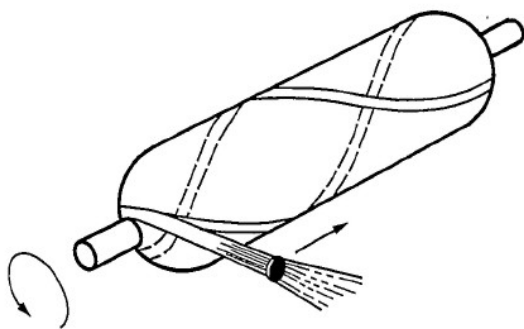


Figura I.4

L'avvolgimento ad elica è la tecnica maggiormente impiegata. E' particolarmente indicata per la realizzazione di geometrie allungate snelle, come tubi in pressione e condotti per il lancio di missili dove sono necessari angoli di avvolgimento compresi nel range $20^\circ \div 90^\circ$.

La maggior parte dei tubi è realizzata avvolgendo il filamento con un angolo di 54.7° . Tale scelta deriva da considerazioni teoriche e assume una distribuzione del campo di stress di 2:1 tra le direzioni circonferenziali e quelle longitudinali in un recipiente cilindrico in pressione. In realizzazioni condotte con tecnica elicoidale vengono evitati gli angoli di avvolgimento molto bassi ($0-10^\circ$), soprattutto nel caso di geometrie caratterizzate da grandi rapporti tra lunghezza e diametro: tali angoli sono difficili da controllare in fase di inversione del moto del carrello di distribuzione alle estremità del mandrino. Comunque, nelle grandi strutture (con rapporti tra lunghezza e diametro di 2:1 o maggiori), bassi angoli di avvolgimento sono necessari per assorbire gli stress normali. Nel processo di *Filament Winding* che prevede la

tecnica di avvolgimento polare delle fibre impregnate un' unità di distribuzione corre, percorrendo orbite polari, intorno ad un mandrino in lenta rotazione; il sistema di distribuzione delle fibre ruota in un piano singolo mentre il mandrino ruota così come mostrato in Figura I.5

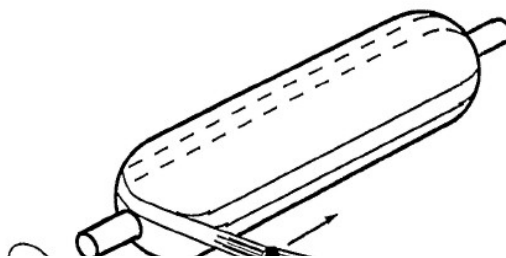


Figura I.5

Il risultato che si ottiene è un doppio strato di fibre disposte ad angoli con orientazione di $\pm\beta$. Il mandrino è di solito disposto in posizione verticale e supportato alla base.

Di conseguenza, mandrini molto grandi possono esser supportati senza dar luogo a pericolose incurvature. Al contrario degli avvolgimenti elicoidali, quelli con tecnica polare favoriscono angoli di avvolgimento molto bassi.

1.4 MODELLO TERMOCHIMICO PER IL 'FILAMENT WINDING'

La costruzione di cilindri in composito si basa sulla selezione e il controllo delle condizioni che devono essere mantenute durante il processo di fabbricazione. L'obbiettivo è quello di stabilire le relazioni tra le variabili che possono essere indipendentemente controllate durante il processo di avvolgimento e le proprietà del cilindro in composito. Le relazioni tra le variabili di processo e le caratteristiche del pezzo possono essere stabilite mediante modelli

analitici. In questo paragrafo viene proposto un modello derivato da quello proposto da Springer e Loos per laminati piani e da quello proposto da Calius e Springer per cilindri sottili. Il modello si basa sulle seguenti assunzioni :

1. Tutte le proprietà del materiale (calore specifico, densità, conduttività termica) sono costanti durante il processo e indipendenti dal grado di cura e dalla temperatura.
2. La temperatura e il grado di cura sono funzioni solo del tempo e della direzione normale alla superficie.
3. La deformazione del materiale durante il processo di cura è trascurabile.
4. Il calore convettivo dovuto al flusso di resina è trascurabile.

La reazione di cura di una resina termoindurente (come la resina poliestere isoftalica scelta per la fabbricazione dei manufatti a simmetria cilindrica) è un processo esotermico.

Le variabili di processo sono:

- Temperatura
- Viscosità
- Grado di cura

Il modello considera il trasferimento di calore sia nella direzione assiale che in quella radiale dell'insieme mandrino-cilindro, la cui geometria è mostrata in Figura I.6.

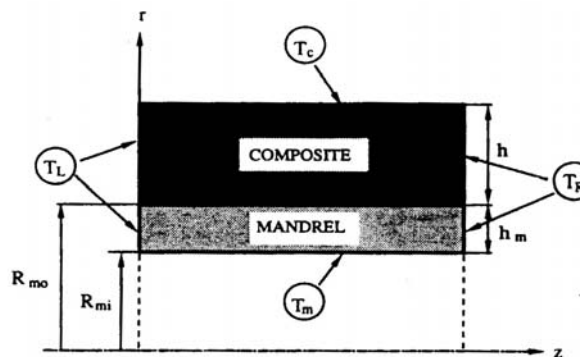


Figura I.6

Il bilancio di calore per l'insieme mandrino-pezzo, in coordinate cilindriche, è espresso dalla seguente relazione:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho \dot{Q} \quad [I.1]$$

in cui T è la temperatura del composito e del mandrino; t è il tempo; r e z sono rispettivamente le coordinate radiali e assiali; ρ è la densità, k_r e k_z sono le conduttività termiche nelle direzioni r e z ; C è il calore specifico del composito o del mandrino.

\dot{Q} è la velocità a cui il calore è generato o assorbito dalla reazione chimica.

Le reazioni chimiche interessano solo il composito, quindi l'ultimo termine dell'eq. I.1 è scritto come:

$$\rho \dot{Q} = \rho_r v_r \dot{Q}_r + \rho_f v_f \dot{Q}_f \quad [I.2]$$

dove ρ_r e ρ_f sono le densità; v_r e v_f sono le frazioni volumetriche; \dot{Q}_r e \dot{Q}_f sono le velocità di riscaldamento della resina e delle fibre rispettivamente.

Generalmente non c'è una reazione chimica nelle fibre e l'ultimo termine dell'eq. II.2 è nullo. Ne discende che il grado di cura è definito come:

$$\alpha = \frac{Q_r}{H_u} \quad [I.3]$$

dove Q_r è il calore sviluppato dall'istante di tempo $t=0$ all'istante di tempo generico t , e H_u è il calore totale della reazione della resina.

Dall'eq. II.3 si ottiene un'espressione per \dot{Q}_r :

$$Q_r = \left(\frac{\partial \alpha}{\partial t} \right) H_u \quad [1.4]$$

Per compositi con fibre non reattive, dall' eq.[1.1], [1.2] e [1.4] si ottiene:

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(K_r r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \rho_r \nu_r H_u \frac{\partial \alpha}{\partial t} \quad [1.5]$$

Per il mandrino l' ultimo termine al secondo membro dell' eq. [1.5] è nullo. La cinetica di reazione di una resina poliestere risulta notevolmente complessa in quanto comprende un elevato numero di reazioni contemporanee: la decomposizione chimica di un iniziatore, il rilascio di radicali liberi che possono reagire con un eventuale inibitore: con lo stirene (solvente reattivo) o con il poliestere. Le catene polimeriche si accrescono e reticolano seguendo tre possibili meccanismi: la copolimerizzazione stirene-poliestere, le omopolimerizzazioni dello stirene e del poliestere. Ciò implica cambiamenti delle proprietà del composito durante la cura che non possono essere considerati costanti, violando le ipotesi base del modello di Calius e Springer [4]. Si suppone, quindi, che le proprietà del composito cambiano solo con il grado di cura. Indicando con α_1 e α_2 i valori a cui la resina inizia e finisce di polimerizzare, le proprietà del composito possono essere scisse in due set di equazioni. Un set è applicato quando il grado di cura è minore di α_1 ($\alpha < \alpha_1$); l' altro quando il grado di cura è più grande di α_2 ($\alpha > \alpha_2$). Tra α_1 e α_2 si suppone che le proprietà varino linearmente con il grado di cura. Per quanto detto, la densità ρ , la conduttività termica k e la capacità termica per unità di volume della resina, sono relazionati al grado di cura α , da semplici relazioni:

$$\begin{aligned} \rho &= \alpha \rho^c + (1 - \alpha) \rho^{uc} \\ k &= \alpha k^c + (1 - \alpha) k^{uc} \\ C &= \alpha C^c + (1 - \alpha) C^{uc} \end{aligned} \quad [1.6]$$

L' espansione termica e i coefficienti di contrazione del composito sono rappresentati dalle seguenti relazioni:

$$\begin{array}{ll}
 Y = Y^{uc} & \alpha \leq \alpha_1 \\
 Y = \bar{\alpha} Y^c + (1 - \alpha) Y^{uc} & \alpha_1 < \alpha < \alpha_2 \\
 Y = Y^{uc} & \alpha_2 < \alpha
 \end{array} \quad [I.7]$$

in cui la velocità di cura $\bar{\alpha}$ è:

$$\bar{\alpha} = \frac{\alpha - \alpha_1}{\alpha_2 - \alpha_1} \quad [I.8]$$

gli esponenti u e uc si riferiscono alle proprietà della resina curata ($\alpha=1$) e non curata ($\alpha=0$).

Capitolo 2

PROCESSO DI FILAMENT WINDING PER CILINDRI IN COMPOSITO: SCELTA DEI MATERIALI E DELLE ATTREZZATURE PER L'AVVOLGIMENTO E LA CURA

II.1 MACCHINA DI FILAMENT WINDING PER LA PRODUZIONE DI STRUTTURE TUBOLARI IN MATERIALE COMPOSITI

In Figura II.1 viene mostrata una foto della macchina utilizzata per la produzione dei pezzi oggetto di questo studio.



Figura II.1



Figura II.2

Alla macchina è stato implementato un impianto di aspirazione come si vede in figura II.2, che permette di aspirare i gas emanati durante la polimerizzazione.

L'apparecchiatura è caratterizzata da cinque assi di moto indipendenti. Agli assi base, tipici di una macchina per *Filament Winding* per avvolgimento elicoidale, infatti, si aggiungono tre movimenti ulteriori della testa portafilo. I cinque gradi di libertà della macchina sono quindi in definitiva:

- ❖ rotazione del mandrino
- ❖ traslazione del gruppo vasca di impregnazione-testa portafilo in direzione parallela all'asse del mandrino
- ❖ traslazione verticale della testa portafilo
- ❖ traslazione orizzontale della testa portafilo in direzione ortogonale all'asse del mandrino
- ❖ rotazione della testa portafilo sul suo asse



Figura II.3

La Figura II.3 esemplifica quanto appena detto.

I movimenti descritti possono essere controllati manualmente da un apposito pannello o numericamente attraverso una interfaccia software implementata su un comune PC che sarà descritta in seguito. Le estremità del mandrino sono dotate ognuna di una ghiera di denti di acciaio, come mostrato nel particolare in Figura II.4, sui quali è possibile agganciare i fili quando la testa porta-filo raggiunge una estremità del mandrino e deve invertire il senso di moto. In particolare la presenza delle ghiera facilita la deposizione a 0° .

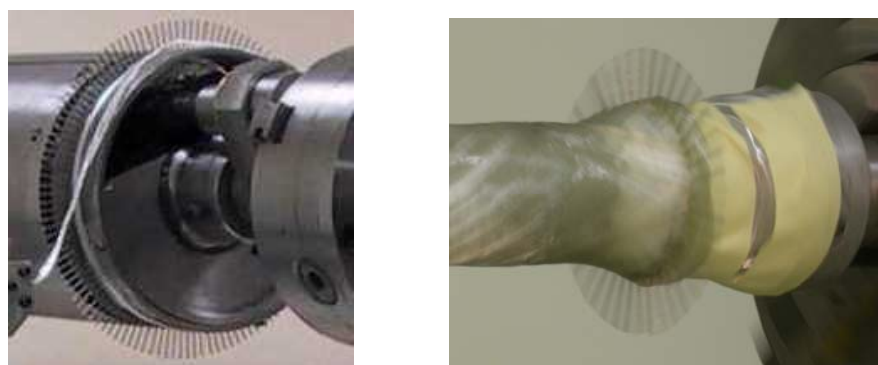


Figura II.4

I movimenti di traslazione della testa porta-filo consentono di avvolgere tenendo la testa stessa a diverse quote verticali e a diverse distanze dal mandrino.

La rotazione della testa stessa permette di orientare la fascia nel modo più conveniente a seconda del tipo di avvolgimento che si sta effettuando. In particolare questi movimenti risultano particolarmente utili nella fase di legatura e di inversione del moto della testa. Per evitare possibili urti sia tra gli organi in movimento che tra gli apparati fissi della macchina, sono state scelte delle distanze di sicurezza, raggiunte in modalità manuale, sfruttando l'ambiente diagnostico del software, e di seguito elencate:

- distanza testa-mandrino X-Pen, per evitare la rottura dei denti delle ghiera durante l'avvolgimento.
- corsa della testa porta-filo:
 - Z-Tras-min:
 - Z-Tras-max :
- distanze testa-asse di rotazione del mandrino: X-Pen rispetto alla prima ghiera, X-Pen rispetto alla seconda ghiera, durante la fase di legatura.

La lavorazione avviene con il filo posto sotto una tensione controllata. Ciò è realizzato attraverso dei dispositivi frenanti su cui sono posizionati i rocchetti [Figura II.5].



Figura II.5

Ogni dispositivo riceve il segnale del livello di tiro nella fibra da una cella di carico posta in serie ad esso sul percorso del filo, ed in base a tale segnale modifica il livello di frenaggio mantenendo così il tiro nel materiale il più possibile stabilizzato su un valore desiderato.

L'apparecchiatura descritta permette di realizzare tubi con angoli di avvolgimento che vanno da 0° (avvolgimento longitudinale) a valori molto vicini ai 90° (avvolgimento circonferenziale). Il valore di quest'angolo, definito come l'angolo tra l'asse del mandrino e la direzione delle fibre dipende dal rapporto tra le velocità V_M e V_T , che sono rispettivamente la velocità tangenziale del mandrino e la velocità traslazionale della testa porta-filo.

Nell'ottica di funzionamento di una simile apparecchiatura, un avvolgimento polare può essere inteso come la degenerazione di uno elicoidale per il quale si ha $V_M = 0\text{m/s}$ e quindi $\alpha = 0^\circ$. Viceversa un avvolgimento circonferenziale è un'elica realizzata con un movimento della testa portafilo estremamente lento, al limite con $V_T = 0\text{m/s}$ si ha $\alpha = 90^\circ$.

II.2 METODO E GENERAZIONE DELL'ANGOLO DI AVVOLGIMENTO DESIDERATO

Uno spostamento della testa da un'estremità all'altra del mandrino realizza la deposizione di quella che viene chiamata "elica". Quando la testa porta-filo raggiunge una estremità del mandrino, si arresta ed il mandrino ruota di un certo angolo per effettuare la legatura.

Ripercorrendo il mandrino in senso opposto, la testa depone un'altra elica che avrà un angolo di avvolgimento opposto rispetto a quella precedente. Se le due scansioni avvengono con lo stesso rapporto tra le velocità di mandrino e testa, le due eliche avranno angoli di avvolgimento opposti in segno ma uguali in modulo.

Quanto detto è chiarito in Figura II.6, dove gli angoli si intendono positivi in senso orario.

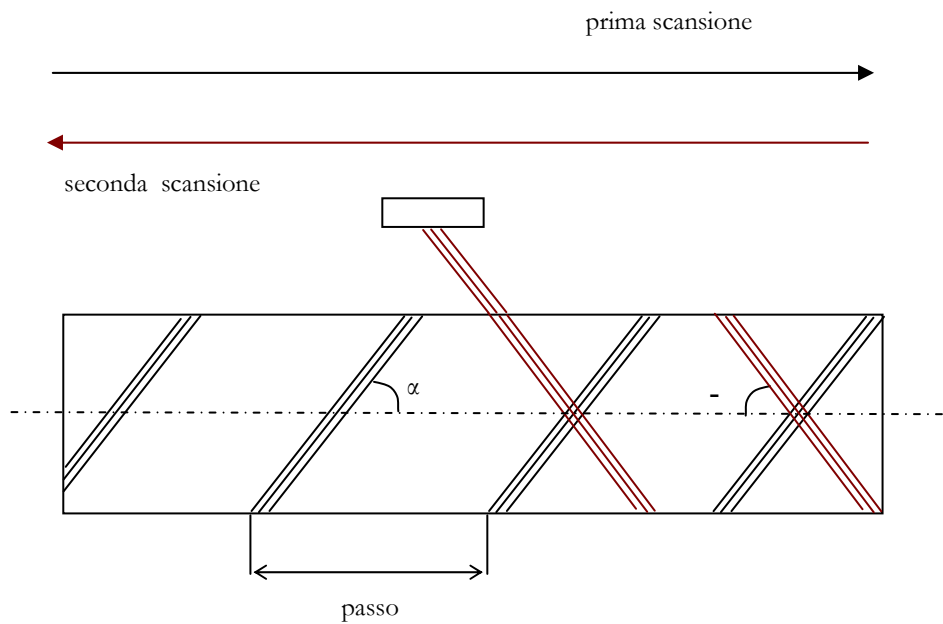
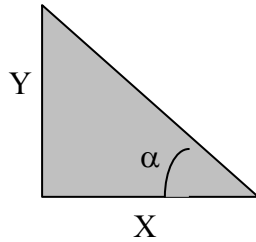


Figura II.6

Nella figura viene anche definito il *passo* P dell'elica, come la distanza lungo la generatrice del mandrino tra due punti omologhi della stessa fibra, durante una scansione. Con la deposizione successiva di un certo numero di eliche opportunamente sfasate si ottiene la completa copertura del mandrino e si realizza uno strato del pezzo che avrà quindi fibre con angolo $+\alpha$ e $-\alpha$. Nella descrizione dell'implementazione del software, necessaria a definire il funzionamento della macchina innovativa per il *Filament Winding*, vengono sviluppate delle relazioni matematiche che definiscono le quantità geometriche coinvolte nel procedimento di deposizione delle fibre al dato angolo α e che, in termini cinematici, descrivono i parametri da rispettare per la gestione dei 5 assi di movimento previsti per la macchina.

II.3 ALGORITMO RAPPRESENTATIVO DEL PROCESSO

Considerata una data lunghezza di filo deposta in un intervallo di tempo Δt con un generico angolo di avvolgimento α si ha :



$$\frac{Y}{X} = \operatorname{tg} \alpha \quad [\text{II. 1}]$$

Dove X e Y sono rispettivamente lo spostamento traslazionale della testa portafilo e lo spostamento tangenziale del mandrino nel tempo Δt .

L'angolo α è definito come l'angolo tra l'asse del mandrino e la direzione delle fibre e dipende dal rapporto tra le due velocità V_M e V_T .

Ne discende che il seguente legame:

$$\frac{V_M}{V_T} = \frac{Y}{X} \quad [\text{II. 2}] \quad \Rightarrow \quad \alpha = \operatorname{arctg} \frac{V_M}{V_T} \quad [\text{II. 3}]$$

Particolarizzando la formula per un mandrino di raggio R , per il quale $V_M = \omega R$, con ω velocità angolare :

$$\alpha = \frac{\omega R}{V_T} \quad [\text{II. 4}]$$

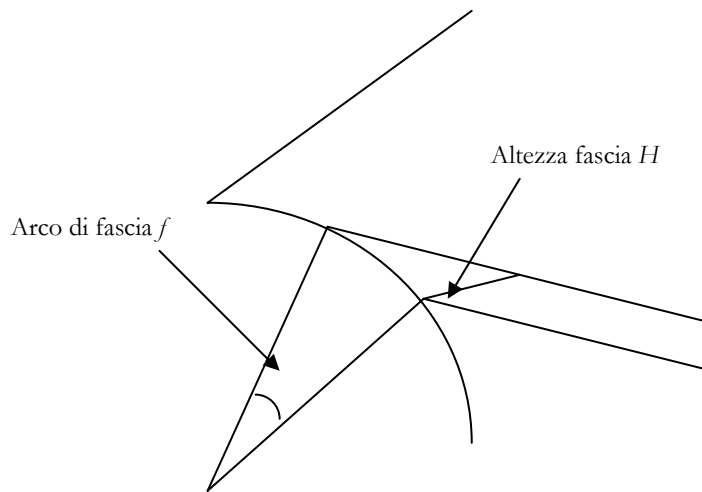


Figura II.7

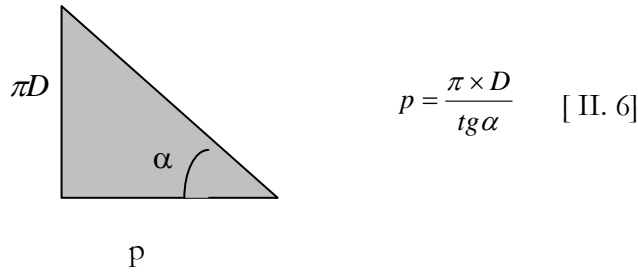
Facendo riferimento alla Figura [II.7], vengono definite altre grandezze caratteristiche di un'elica:

- **altezza fascia H** : dimensione della fascia depositata (che può essere composta di più fili affiancati) misurata in direzione parallela all'asse del mandrino
- **arco di fascia f** : angolo sotteso all'arco intercettato dalla fascia stessa sulla circonferenza all'estremità del mandrino

Per i parametri definiti si può scrivere:

$$f = \frac{H}{p} \times 360^\circ \quad [II.5]$$

in cui p è il passo dell'elica è definito in base a considerazioni geometriche dalla relazione :



con D diametro del mandrino.

In particolare, per l'espressione di f , se A è l'arco rettificato intercettato dalla fascia sulla circonferenza esso è dato da $A = H \cdot \tan \alpha$ ed essendo in radianti $f = \frac{A}{R}$, si ottiene in gradi :

$$f = \frac{H \cdot \tan \alpha}{R} \cdot \frac{360^\circ}{2\pi} \quad [\text{II. 7}]$$

che tenendo conto dell'espressione del passo [II. 6] restituisce la [II. 5].

Il numero di avvolgimenti, $n_{avv} = L/p$, è definito come il numero di giri necessari per un'elica. L'angolo di uscita :

$$\delta = [n_{avv} - \text{int}(n_{avv})] \times 360^\circ \quad [\text{II. 8}]$$

è l'angolo in gradi all'estremità del tubo, corrispondente alla parte non intera di n_{avv} .

Dalle relazioni esposte è possibile calcolare le grandezze geometriche che caratterizzano una data elica con un assegnato angolo di avvolgimento, una volta note le dimensioni del mandrino e della fascia di fibre deposta. Si pone però il problema di ottenere un progressivo ricoprimento della superficie del mandrino senza spazi vuoti. Per far ciò è necessario un opportuno sfasamento di due eliche successive, con angolo dello stesso segno, che permetta di affiancare le fasce delle due eliche e cioè di disporre ogni elica esattamente accanto alla precedente [Figura II.8].

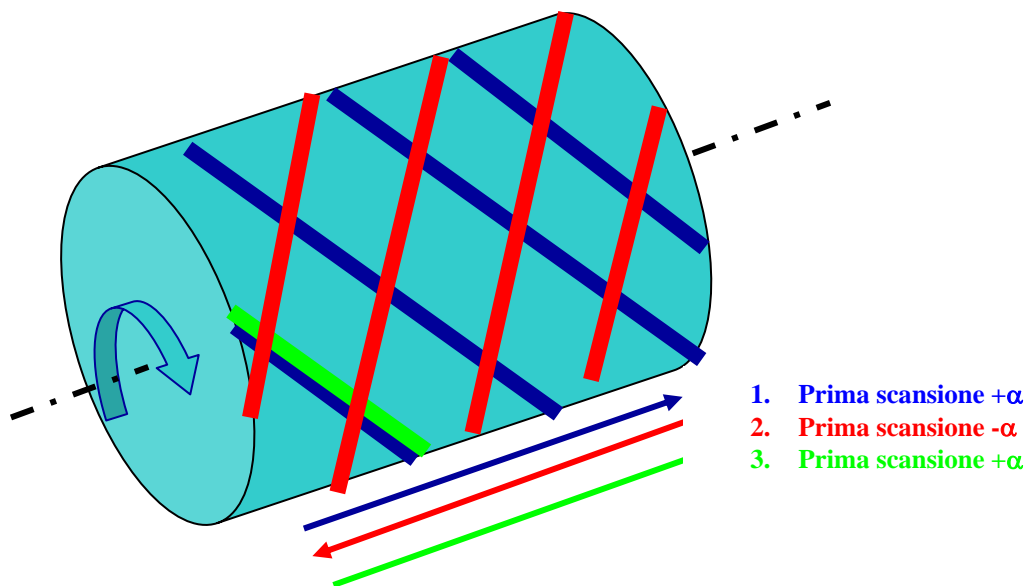


Figura II.8

Questa condizione si realizza se la somma delle rotazioni che il mandrino ha effettuato durante le due scansioni della testa (α e $-\alpha$) è pari ad un numero intero di giri più l'arco della fascia. Poiché in due scansioni il mandrino eccede un numero intero di giri di due volte l'angolo di uscita e deve effettuare due legature, indicato con β l'angolo di legatura (angolo corrispondente alla rotazione con cui il mandrino lega, supposta uguale ai due estremi), la condizione precedente si traduce in:

$$2\delta + 2\beta = 360^\circ + f \quad [II.9]$$

da cui:

$$\delta = 180^\circ - \beta + f / 2 \quad [II.10]$$

che rappresenta la condizione per l'affiancamento delle fasce. Tale relazione ha ugual significato fisico, ragionando con 180° o con 360° , infatti i valori ottimizzati sono identici , ma con 360° si arriva prima a convergenza .

Supponendo ora di voler legare alle estremità con un angolo $\beta = 180^\circ$, in corrispondenza di un certo valore di f calcolato dalle equazioni [II.5] e [II.6] a partire dal valore dell'angolo α si avrà dall'equazione [II.10] un valore dell'angolo di uscita che realizza l' affiancamento. Tale valore di δ sarà però in generale diverso da quello calcolato attraverso la [II.8] in quanto dipende da f , che è un valore assegnato e calcolato in base alla relazione [II.6] invece dipende dal rapporto di H su p .

Si procede allora in maniera iterativa, rifacendo a ritroso il calcolo per trovare i valori di a e f , corrispondenti al nuovo valore di δ ,che vengono nuovamente utilizzati come valori di partenza nella condizione di affiancamento.

Ripetendo a ritroso i calcoli si ha:

- Angolo di legatura

$$\beta = 180^\circ \quad [\text{gradi}]$$

- Angolo di uscita

$$\delta = (360^\circ - \beta) - f_{arco} / 2 \quad [\text{gradi}]$$

- Giri di avvolgimento

$$n_{avv} = \text{int}(n_{avv}) + \delta / 360 \quad [\text{giri}]$$

- Passo

$$p = \frac{L}{n_{avv}} \quad [\text{mm}]$$

- Angolo avvolgimento

$$\alpha = \arctan \left[\frac{\pi \times D}{p} \right] \quad [\text{gradi}]$$

Tale procedura fornisce ad ogni iterazione valori sempre più vicini a quelli da cui si è partiti e quindi converge verso i parametri che realizzano l'angolo di avvolgimento che si è impostato. Il calcolo va ripetuto fino a quando una iterazione non restituisce gli stessi valori della precedente. Nella tabella alla pagina seguente viene riportato un esempio della procedura di calcolo appena descritta eseguendo le iterazioni in maniera automatica, in modo molto semplice, su un foglio Excel. In questo esempio si parte da un angolo di avvolgimento di $\pm 55^\circ$ e si utilizza un angolo di legatura di 75° . La scelta di questo ultimo è dettata sia da considerazioni di carattere pratico, angoli troppo piccoli sono difficili da gestire mentre angoli troppo grandi comportano un accumulo troppo elevato di materiale alle estremità del pezzo (materiale che va rimosso ed è di scarto), sia dall'osservazione del fatto che il suo valore influenza la velocità e la qualità con cui converge il calcolo, determinando il numero di iterazioni necessarie e l'approssimazione con cui ci si avvicina all'angolo di avvolgimento impostato.

	valori di partenza		1^ iterazione	2^ iterazione	3^ iterazione	4^ iterazione
L	Lunghezza	mm	2115.00	2115.00	2115.00	2115.00
D	Diametro	mm	200.00	200.00	200.00	200.00
α	angolo avvolgimento	gradi	55.00	51.97	54.97	54.98
H	altezza fascia	mm	10.00	10.00	10.00	10.00
	primo calcolo					
p	Passo	mm	439.95	491.51	440.46	440.35
n_avv	giri avvolgimento		4.81	4.30	4.80	4.80
f_{arco}	arco della fascia	gradi	8.18	7.32	8.17	8.18
δ	angolo di uscita	gradi	290.64	109.09	288.66	289.09
	Copertura		44.00	49.15	44.05	44.03
	Ottimizzazione					
β	angolo legatura	gradi	75.00	75.00	75.00	75.00
δ	angolo di uscita	gradi	109.09	288.66	289.09	289.09
n_avv	giri avvolgimento		4.30	4.80	4.80	4.80
p	Passo	mm	491.51	440.46	440.35	440.35
α	angolo avvolgimento	gradi	51.97	54.97	54.98	54.98

In questa tabella viene riportato anche il numero di eliche (copertura), necessario a ricoprire il mandrino, calcolato semplicemente come il rapporto tra il passo e l'altezza della fascia.

Volendosi liberare dal vincolo dei 180°, si può legare ad un angolo β generico e, i $(\beta - 180^\circ)$ li si deve decurtare allo sfasamento che viene dato in avvolgimento e che diventerà di:

$$\left[180^\circ - (\beta - 180^\circ)\right] - \frac{f_{arco}}{2} \quad [II.11]$$

II.4. DESCRIZIONE DEL SOFTWARE DI CONTROLLO

Come accennato in precedenza la macchina può funzionare in modalità di controllo manuale o automatico. In automatico i movimenti degli assi sono gestiti da una scheda di controllo che si interfaccia con l'operatore attraverso un software installato su un normale PC. Tale software consta di un ambiente di programmazione, che permette di scrivere e memorizzare programmi di lavoro da far eseguire alla macchina e di un ambiente diagnostico che permette di monitorare in tempo reale le posizioni degli assi e le loro velocità. Nelle Figure [II.9] e [II.10] è mostrata un'immagine dell'interfaccia software.



Figura II.8



Figura II.10

I listati dei programmi consistono in una serie di comandi elementari che impongono spostamenti o velocità dei vari assi. I comandi che possono essere utilizzati sono :

- **Velocità** : specifica asse per asse con quali velocità saranno eseguiti i movimenti imposti dai comandi successivi, fino a che non viene inserito nel programma un altro comando analogo che impone nuove velocità.
- **Muovi** : specifica asse per asse gli spostamenti da eseguire a partire una posizione di zero-assi che la macchina raggiunge con un comando manuale; tutti gli spostamenti, tranne quello del mandrino vengono assegnati in maniera incrementale, e quindi assegnando semplicemente l'ascissa da raggiungere; per il mandrino bisogna invece assegnare lo spostamento, così, ad esempio, si deve scrivere il valore 0 per lasciarlo fermo, mentre per gli altri si deve riscrivere il valore dell'ultima ascissa raggiunta.
- **Stop** : arresta il programma in esecuzione che può essere fatto ripartire dalla riga successiva allo stop attraverso un comando manuale.
- **Ripeti** : la sequenza dei comandi compresa tra due ripeti viene ripetuta un numero di volte specificato dal valore del *counter* inserito nel comando.
- **Avvolg** : è l'unico comando composto e permette, assegnate le dimensioni del mandrino, di effettuare la legatura alle estremità del mandrino.

Le velocità vanno scelte nel campo di quelle realizzabili dai motori, sempre in base alla [II.2]. Le velocità V_M e V_T , nei movimenti coordinati e simultanei degli assi di traslazione della testa porta-filo e di rotazione del mandrino, vengono interpolate, come è possibile vedere dall'ambiente diagnostico del software pur mantenendo lo stesso rapporto. La riduzione delle velocità è di 1/10 rispetto alle velocità assolute assegnate.

II.5. MATERIALI UTILIZZATI NEL PROCESSO DI FILAMENT WINDING

La matrice

Il metodo di fabbricazione, il livello di performance e il costo delle strutture a simmetria cilindrica sono controllati dalla matrice o resina componente.

Il sistema resina in un composito ottenuto per avvolgimento di fibre ha le stesse funzioni che ha nelle strutture composite fabbricate con altri metodi.

La resina ha il compito di:

- Assicurare la forma al manufatto
- Trasmettere il carico alle fibre
- Proteggere le fibre dall'abrasione (durante l'avvolgimento e la compattazione)
- Controllare le proprietà elettriche e chimiche
- Stabilire gli sforzi di taglio interlaminare

Una delle proprietà più importanti della resina, nella struttura curata è la forza di adesione alla fibra. Un'altra proprietà importante è la resistenza termica, che è critica, infatti, viene scelta una resina con elevata distorsione termica, in base allo studio delle operazioni richieste dal componente ottenuto mediante la tecnologia del *Filament Winding*.

Altri criteri chiave di selezione sono:

- Resistenza alla fatica
- Resistenza chimica
- Resistenza all'umidità

Tali criteri vengono valutati solo in relazione alle proprietà meccaniche richieste al manufatto. Un'elevata resistenza della resina alla frattura è importante per trasferire i carichi alle fibre. Il termine resina è applicato a una grande varietà di componenti chimicamente reattivi che si distinguono in :

- Termoindurenti
- Termoplastiche

Il primo tipo di chimica è basato su una reazione di indurimento che si attiva quando viene fornita una certa quantità di energia, ad esempio sotto forma di calore oppure mediante l'impiego di opportuni catalizzatori.

La reazione dà luogo ad un legame chimico tridimensionale. A causa della struttura tridimensionale il materiale curato non si fonde, ma all'aumentare della temperatura rammolisce in quanto le catene molecolari si allontanano tra loro.

Se si aumenta troppo la temperatura, pur non raggiungendo lo stato liquido, si corre il rischio di degradare irreversibilmente le macromolecole, con perdita di tutte le caratteristiche meccaniche ed il composito non è in grado di sopportare più i carichi designati. Ciò è chiamato 'transizione vetrosa' o 'temperatura di distorsione termica' (gel time), ed è funzione del tipo di resina usata e della temperatura di cura.

Per materie plastiche si usano molecole corte in modo da avere materiale liquido a temperature basse. La reticolazione, come già detto, viene attivata dall'aggiunta di particolari additivi e/o dall'aumento della temperatura.

Una volta aggiunto l'indurente, si ha un tempo, detto di '*pot life*', a disposizione per adoperare la resina prima che indurisca. Tale tempo dipende dalla temperatura della resina e dalla quantità e tipo di indurente.

La reticolazione è, quindi, una reazione chimica che altera la struttura della resina, ma è proprio grazie a questa reazione chimica che le resine termoindurenti presentano modulo più elevato e, soprattutto, sono più indipendenti dalla temperatura.

Ne discende che i fattori importanti che bisogna considerare nel processo sono:

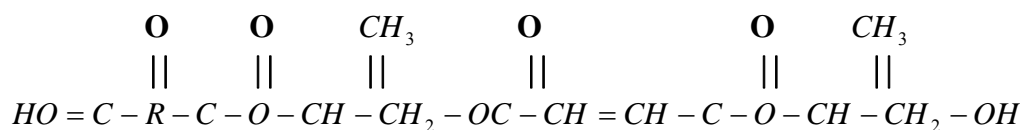
- Il pot life
- Il gel time
- Il tempo di cura della resina

La resina può essere applicata alle fibre in diversi modi.

Le fibre possono essere immerse in un bagno di resina liquida, durante il processo di avvolgimento. La resina dovrà presentare una bassa viscosità per poter fluire facilmente tra le fibre ed impregnarle. L'applicazione di tensione alle fibre aiuta a compattare l'avvolgimento e a ridurre il numero di vuoti. Viscosità da 1 a 100 $Pa \cdot s$ sono di solito accettabili.

L'impregnazione delle fibre in un bagno liquido di resina, detto 'wet-winding', pur presentando vantaggi quali una buona impregnazione delle fibre e una consolidazione tra fibre e resina presenta degli svantaggi, dovuti al bisogno di dover miscelare le giuste quantità di accelerante e catalizzatore e a dover controllare precisamente il contenuto di resina tra le fibre. Tali problemi possono essere ovviati con l'utilizzo di 'prepreg tows', cioè di fibre preimpregnate, con il conseguente aumento dei costi di produzione. La resina considerata per il processo di *Filament Winding*, è la Synolite 0226-N-4, una resina poliestere insatura isoftalica stirenata, prodotta dalla DSC Composite Resins. La scelta di una resina poliestere insatura è dovuta al fatto che risulta meno costosa delle resine epossidiche, ed inoltre cura più velocemente. Rispetto alle vinilesteri, le resine poliesteri insature pur presentando costi minori, esibiscono una minore resistenza chimica. Le resine poliesteri sono basate sulla reazione di un'anidride acida insatura che nel caso specifico è un'anidride isoftalica, con altre anidridi con polioli. Tipi diversi di anidridi e polioli cambiano le proprietà del composito curato. Lo stesso poliestere è viscoso per il processo di avvolgimento e dovrà essere diluito con altri componenti insaturi.

I legami insaturi sono la base per la futura reazione e per la reticolazione.



Tipico poliestere. R, anidride isoftalico

Le principali classi di poliestere insaturo che coprono il 95% della richiesta sono tre e si differenziano per il tipo di gruppi aromatici presenti in catena.

Si suddividono in:

- Resine ortoftaliche
- Resine isoftaliche
- Resine bisfenoliche

Quantificare l'entità delle differenze di comportamento tra queste tre classi di prodotti non è semplice perché le proprietà delle resine non dipendono solo dalla scelta dei componenti aromatici della catena polimerica, ma anche dal tipo e dalla combinazione delle altre materie prime. Come già sottolineato anche i parametri di processo (temperatura di reazione, durata della reazione, vuoto applicato) hanno grande influenza sulle proprietà della resina perché anche da questi dipendono alcune caratteristiche intrinseche finali del prodotto, come il peso molecolare, tipo e quantità di gruppi terminali che contribuiscono a determinare le caratteristiche finali della resina. In genere una resina di tipo isoftalico, a parità degli altri parametri, ha proprietà meccaniche di circa il 10-20% superiori ad una resina ortoftalica. In particolare con le resine isoftaliche si ha una migliore resistenza a trazione, un miglior allungamento a rottura, una più elevata transizione vetrosa e una superiore resistenza chimica. Le resine bisfenoliche generalmente garantiscono un ulteriore incremento delle proprietà sopraelencate, ma sia per ragioni di costo sia per il colore sono meno utilizzate.

I catalizzatori, in genere perossidi, sono componenti con azioni catalitiche che creano radicali liberi per iniziare a propagare la polimerizzazione. La temperatura e la velocità alla quale avviene la polimerizzazione dipendono dal tipo di accelerante e catalizzatore usati.

Gli acceleranti aumentano il grado di cura, ritardando il '*pot life*' e il '*gel time*'.

A causa delle piccole quantità di catalizzatore e di accelerante, usati per la cura della resina, questi dovranno essere presi con precisione in peso. Piccole quantità cambiano molto la velocità della reazione, che può al limite non iniziare la cura o provocare una cura molto rapida del sistema. Come accelerante è stato utilizzato un perossido il *Butanox LPT* della Akzo Nobel. Per lavorazioni a temperatura ambiente è necessario adoperare il *Butanox LPT* in combinazione con un accelerante al cobalto. E' stato scelto come accelerante l' *Accelerator NL-49P*. A seconda delle condizioni di lavoro si consigliano i seguenti livelli di dosaggio del perossido e dell' accelerante:

- *Butanox LPT* 1-4% in peso della resina
- *Accelerator NL-49P* 0.5-3% in peso della resina

Adoperando una resina poliestere in combinazione con *Accelerator NL-49P*, sono state determinate le seguenti caratteristiche di indurimento:

Tempo di gelificazione a 20°C

2%ButanoxLPT+1,5% Acc.NL-49P 15minuti

Il fatto che si possono ottenere dei tempi di lavorazione di diverse ore con un basso dosaggio di cobalto e piccole quantità di inibitore, rende il *Butanox LPT* molto adatto nelle produzioni con *Filament Winding*.

La velocità di polimerizzazione e il gel time dipendono anche dalle condizioni ambientali e sono molto più sensibili e suscettibili a cambiamenti di temperatura ambientale, che ad elevate temperature. Per ridurre i tempi di cura dei tubi, si è adoperato come inibitore il

Butanox M-50 che a temperatura ambiente presenta un tempo di gelificazione di circa 7 minuti, in combinazione di Accelerator NL-49P e di una resina poliestere insatura.

Tempo di gelificazione a 20°C

2%ButanoxM-50+1,5% Acc.NL-49P 7minuti

Si riportano le proprietà chimico/fisiche delle resine liquide e le proprietà meccaniche delle resine pure indurite.

Proprietà resina liquida

Formulazione:

- Resina 100 p.p.
- Co Ottoato 6% 0,2 p.p.
- MEKP(Metil ethyl ketone peroxide) 1,5 p.p.

PROPRIETA'	UNITA' MISURA	ORTOFTALICA	ISOFTALICA	BISFENOLICA	METODO DI PROVA
Colore	Hazen	60	100	> 100	ASTM-D 1209
Densità a 20°C	g/cm ³	1,18	1,04	1,05	ASTM-D 0891
N. di acido	mgKOH/g resina	25	15	5	ASTM-D 1639
Viscosità a 25°C	mPa.s	400	500	500	ASTM-D 1824
Residuo secco	%	65	60	52	ASTM-D 2471
Tempo di gelo a 25 °C	minuti	10-15	10-15	10-15	ASTM-D 2471
Gelo SPI	minuti	8-10	8-10	-	S.P.I.
Gelo picco	°C	160-180	180-200	-	S.P.I.
Gelo tem max	minuti	12-14	12-14	-	S.P.I.
Stabilità a 65°C	giorni	6	6	6	SRI 10242

Proprietà resina indurita

Formulazione:

- Resina 100 p.p.
- Co Ottoato 6% 0,2 p.p.
- MEKP 1,5 p.p.

Ciclo di cura: 24 ore a temperatura ambiente, 2 ore a 100 °C

PROPRIETA'	UNITA' MISURA	ORTOFTALICA	ISOFTALICA	BISFENOLICA	METODO DI PROVA
Resistenza a flessione	MPa	90	110	120	ASTM-D 0790
Modulo a flessione	MPa	3800	4000	4000	ASTM-D 0790
Resistenza a trazione	MPa	55	65	65	ASTM-D 0638
Modulo a trazione	MPa	3500	3600	3600	ASTM-D 0638
Allungamento a rottura	%	2,0	2,5	3,0	ASTM-D 0638
Resistenza all'urto (con intaglio)	KJ/ m ²	1,5	2,0	2,0	ASTM-D 0251
Durezza Barcol	-	40	45	45	ASTM-D 2583
Durezza Shore D	-	75	80	80	DIN 53505
Temperatura transizione vetrosa	°C	90	110	130	DIN 53445
Ritiro volumetrico	%	8	8	8	Picnometro
Assorbimento	%	0,2	0,18	0,15	ISO R26

Il rinforzo

La maggior quantità di fibre utilizzate per il processo di *Filament Winding*, sono fibre di vetro. I tipi di fibre di vetro utilizzate per la produzione di strutture ottenute mediante la tecnologia di avvolgimento sono mostrate nella tabella 1, in cui vengono date le comuni designazioni delle fibre, la resistenza nominale a trazione, i moduli a trazione degli strands e, il massimo numero di filamenti per strands.

Tipo	Caratteristiche	Moduli di trazione nominali (GPa)	Resistenza a trazione nominale (Mpa)	Massimo numero di filamenti per strands	Densità delle fibre (g/cm3)
E	Buone proprietà di isolamento elettrico, resistenza meccanica e modulo di Young	72.4	3447	4000	2.60
R	Buona resistenza alla corrosione chimica	86.2	2086	60	2.49
S	Maggior contenuto di ossido di silicio e migliori caratteristiche meccaniche	86.9	4585	...	2.55

Le fibre di tipo E sono a base di borosilicato di alluminio e calcio, mentre sia quelle di tipo R che quelle di tipo S, sono a base di silicato di alluminio e di magnesio. Le fibre di tipo S sono le più importanti nella scelta di fibre per *Filament Winding*, sia per le migliori caratteristiche meccaniche, sia per il gran numero di filamenti che possono essere caricati. Le fibre di vetro continue vengono utilizzate nel processo di *Filament Winding* per il basso costo, la stabilità direzionale, moderate resistenze e moduli e la facilità di caricarle. Le fibre di vetro sono prodotte e commercializzate in una varietà di differenti composizioni chimiche, costituite principalmente da ossido di silicio e contengono inoltre diverse quantità di ossidi di calcio, boro, sodio, alluminio e ferro. In Figura [II.12] viene riportato lo schema base di un impianto di produzione di fibre di vetro.

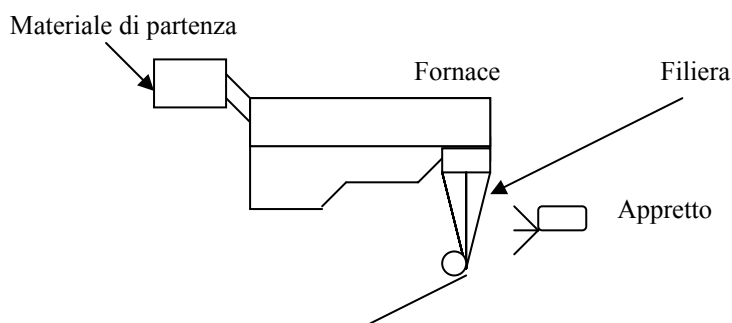


Figura II.11

Nella prima fase viene caricato e miscelato il materiale grezzo; successivamente si porta a fusione il materiale ad una temperatura di 1500°C. Il materiale fuso viene fatto passare attraverso una piastra forata, con circa 100-200 fori del diametro di circa 1mm, da dove per gravità esce in forma di filamenti continui. I filamenti, dopo l'applicazione di sostanze (appretti) atte a proteggere la superficie, a promuovere l'unione dei filamenti e a facilitare il legame con la matrice nella fabbricazione dei manufatti finali, vengono tirati per azione di un mandrino collegato con un motore rotante ad alta velocità. Per effetto della strizione, i

filamenti assumono il diametro di circa 10-15 μ m. Il prodotto che si ottiene è una fibra costituita da 100-200 fibre elementari parallele, detta strand. Per la produzione della nostra attività di ricerca sono stati scelti roving di vetro di tipo E a svolgimento esterno con tex 600 [Figura II.11].



Figura II.12

Capitolo 3

PROGETTAZIONE A RESISTENZA DELLE STRUTTURE TUBOLARI IN COMPOSITO

III.1 CONDIZIONI DI CARICO AGENTI NEI RECIPIENTI IN PRESSIONE

Nel mantello cilindrico di un recipiente in pressione possono verificarsi, nella zona sufficientemente lontana dai vincoli (che interessa ai fini del presente lavoro), due situazioni di carico estreme:

- la pressione interna genera una sollecitazione unicamente circonferenziale;
- la pressione interna genera una sollecitazione radiale e una sollecitazione assiale.

Il primo caso si verifica quando siano trattati tubi senza fondi, supportati in modo tale da permetterne l'allungamento libero in direzione assiale. Il secondo caso corrisponde a un recipiente con fondi. Fra questi due casi estremi si colloca una casistica intermedia, che comprende tubi senza fondi, ma vincolati in modo tale che l'allungamento assiale sia parzialmente o totalmente impedito [Figura III.1].

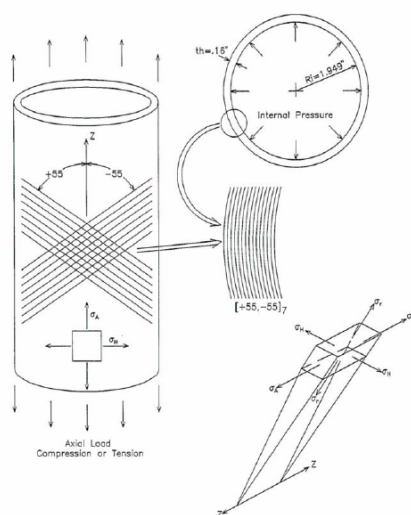


Figura III. 1

Indipendentemente dal tipo di vincolo, la sollecitazione circonferenziale è determinata in base a considerazioni di equilibrio, in quanto tali applicabili indipendentemente dalla natura isotropa o anisotropa del materiale. Per determinare gli stress longitudinali, eseguendo un taglio lungo la sezione del tubo [Figura III.2], affinché il corpo libero sia in equilibrio statico, gli stress lungo le pareti devono equilibrare la pressione interna.

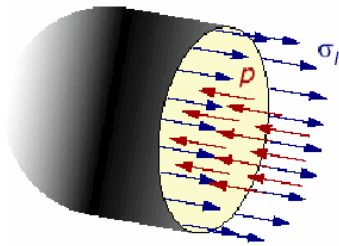


Figura III.2

$$\sigma_l \cdot t \cdot 2\pi r = p \cdot \pi r^2$$

$$\Rightarrow \sigma_l = \frac{pr}{2t}$$

Per determinare gli sforzi circonferenziali [Figura III.3], si esegue un taglio lungo l'asse longitudinale e si considera una piccola fetta del mantello cilindrico. Affinché il corpo libero sia in equilibrio statico si ha:

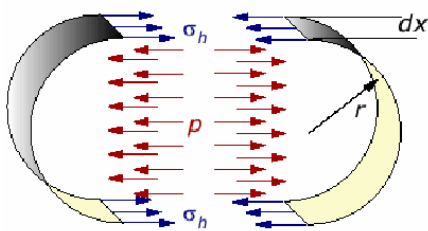


Figura III. 3

$$2 \cdot \sigma_h \cdot t \cdot dx = p \cdot 2 \cdot r \cdot dx$$

$$\Rightarrow \sigma_h = \frac{pr}{t}$$

III.2 RESISTENZA A PRIMA ROTTURA

Il comportamento nella prima fase di carico è da considerarsi fino al punto in cui almeno una delle lamine giunga al collasso poiché un generico laminato composito è formato da lamine a comportamento sostanzialmente elastico lineare fino a rottura. Raramente la rottura di una lamina comporta il cedimento ultimo dell'intero laminato. Più spesso, dopo la prima rottura si verifica una perdita di rigidità, ma l'incremento di carico sopportabile prima della rottura ultima è spesso considerevole. Poiché la prima rottura pregiudica però l'integrità strutturale, questo evento può essere considerato nel caso di recipienti in pressione, come quello critico nella fase di dimensionamento, in quanto dà luogo a perdite di fluido attraverso la parete. Noti i valori di resistenza in condizioni semplici di carico, si pone il problema di prevedere quando un generico laminato cederà sotto un sistema complesso di sollecitazioni. [6]-[7]

III.3 RESISTENZA A ROTTURA ULTIMA

Il verificarsi della prima rottura in un laminato generico non comporta necessariamente la crisi generale della struttura. Se ci si riferisce ad esempio a una condizione di carico di tipo monoassiale, la prima rottura riguarda spesso le lamine caratterizzate dall'orientazione θ più elevata rispetto alla direzione del carico ed è confinata alla matrice. Poiché le fibre sono ancora integre, il composito subisce una perdita di modulo più o meno evidente, ma continua a sopportare carico addizionale. Il carico di rottura ultimo può essere notevolmente più elevato di quello di prima rottura. In tutti i casi in cui la prima fessurazione della matrice non comporta una perdita di funzionalità della struttura, si registra quindi la necessità di prevedere il comportamento del materiale dopo la prima rottura e in particolare il valore della sollecitazione che ne induce la crisi irreversibile.

Da un punto di vista analitico, la necessità appena evidenziata si traduce nella domanda: come si comporta una lamina dopo la prima rottura? Naturalmente, l'ipotesi di

comportamento elastico lineare è violata in questo caso, per cui la stessa applicabilità della teoria della laminazione, che fonda su questa assunzione, diviene discutibile.

In letteratura sono prevalentemente applicati due metodi, rispettivamente indicati nel seguito come “*metodo dell’eliminazione completa*” e “*metodo dell’eliminazione parziale*”, per la previsione della resistenza ultima di un laminato. Entrambi utilizzano la teoria della laminazione anche dopo il primo cedimento, modellando però in maniera differente il comportamento delle lamine rotte. Comune a entrambi i metodi è la modellazione del laminato precedentemente alla prima rottura. Il laminato è trattato come un materiale omogeneo, le cui proprietà elastiche vengono calcolate con la teoria della laminazione. Viene applicato a tutte le lamine un opportuno criterio di resistenza per determinare la lamina che cederà per prima e il carico critico per questo evento. Al di là di questo punto i due metodi tengono conto della rottura in modo differente. Nel metodo dell’eliminazione completa, una volta verificata la rottura di una lamina, si suppone che tale lamina non contribuisca ulteriormente alle proprietà elastiche del laminato. Per simulare questo comportamento, tutte le costanti elastiche della lamina rotta vengono azzerate.

Il metodo dell’eliminazione parziale vuole invece tener conto del fatto che, se si verifica una rottura nella matrice, le fibre continuano comunque a collaborare alla rigidità globale. A tal fine, tale metodo azzeri i moduli E_2 e G_{12} (proprietà dipendenti dalla matrice) se si verifica una rottura nella resina, e il modulo E_1 (proprietà dipendente dalle fibre) se la rottura riguarda le fibre. Naturalmente, questo significa che, contrariamente al caso della eliminazione completa, il criterio di resistenza adottato deve dare indicazioni non soltanto sulle sollecitazioni che determinano la condizione di crisi nella lamina, ma anche sul tipo di rottura che si sviluppa in essa.

Il laminato dopo la prima rottura viene considerato come un nuovo laminato, anch’esso a comportamento elastico lineare, di rigidità ridotta, e viene rianalizzato attraverso la teoria della laminazione per la ricerca delle condizioni di rottura successive.

Il ciclo procede fino a quando in tutte le lamine si sia verificato almeno un tipo di rottura. [8]
Nessuna delle teorie attualmente disponibili per il calcolo del comportamento di un laminato al di là della prima rottura è del tutto affidabile.

Nell' eseguire i calcoli di ottimizzazione, in questo lavoro si è assunta l' ipotesi della eliminazione parziale, e si è assunto che nella lamina in condizioni di crisi si abbia rottura nelle fibre o nella matrice a seconda che si verifichi la prima o la seconda delle due disuguaglianze:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{1r}} \right)^2 &> \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{2r}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{\tau_{12r}} \right)^2 \\ \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_{1r}} \right)^2 &< \left(\frac{\sigma_2}{\sigma_{2r}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{\tau_{12r}} \right)^2 \end{aligned} \quad [\text{III. 1}]$$

III.4 CRITERI DI SCELTA DELLE ORIENTAZIONI OTTIMALI DELLE FIBRE

Nella fabbricazione di un cilindro per *Filament Winding*, la variazione del valore assoluto dell' angolo di orientazione delle fibre comporta difficoltà tecnologiche, connesse all' interruzione e al riavviamento della produzione. Per questo motivo, i valori assoluti delle orientazioni prescelte sono normalmente pari a uno o due. L' ottimizzazione sarà limitata a questi due casi. Quando si sceglie di disporre le fibre secondo una singola orientazione, la necessità di ottenere un laminato simmetrico ed equilibrato impone la realizzazione di un laminato $\pm\theta$ in cui metà dello spessore complessivo sia interessato da fibre a $(+\theta)$, e altrettanto da fibre a $(-\theta)$. Si tratta quindi di determinare l' orientazione ottimale delle fibre, intendendo per “orientazione ottimale” quella che minimizzi la quantità di materiale utilizzato, e di conseguenza lo spessore totale. Quando si sopporta di avere due diversi valori assoluti nell'orientazione del rinforzo, $|\theta_1|$ e $|\theta_2|$, le resistenze massime sono ottenute per orientazioni quanto più vicine possibile a quelle delle sollecitazioni principali, che in questo caso hanno direzioni coincidenti con quella assiale e circonferenziale, per quanto visto nella sezione precedente. In linea di principio, sarebbe pertanto consigliabile disporre le fibre secondo l'asse del cilindro (direzione x) e secondo la sua circonferenza (direzione y). La normale tecnologia del *Filament Winding*, mentre non pone particolari problemi per la disposizione circonferenziale, presenta tuttavia delle limitazioni per quanto riguarda la

disposizione assiale: usualmente esiste un angolo minimo rispetto all' asse, al di sotto del quale le fibre non possono essere orientate. Tenendo conto di questo limite tecnologico, il problema della minimizzazione del materiale consiste quindi nel calcolare quale sia lo spessore da assegnare alle lamine a $|\theta_1|$ e a $|\theta_2|$. Il valore dell' angolo ottimale è dipendente, oltre che dalle proprietà elastiche e di resistenza del materiale, anche dal rapporto di carico K , mentre è indipendente dalla pressione p e dal diametro del cilindro. Poiché K varia generalmente fra 0 (caso in cui esista soltanto una sollecitazione circonferenziale, e quella assiale sia nulla per assenza di fondi e vincoli assiali sulla deformazione del cilindro) e 0.5 (caso tipico di un recipiente in pressione con fondi), l' analisi numerica è stata condotta per i due casi $K = 0$ e $K = 0.5$. I risultati sono presentati in forma grafica in Figura III.4, dove la ascissa rappresenta l' angolo di orientazione delle fibre e l' ordinata lo spessore totale t del mantello cilindrico. Le due curve si riferiscono ai due differenti valori di K adottati. Il fatto più evidente che si ricava dalle due curve è l' estrema variabilità dello spessore richiesto in funzione di θ . Fisicamente, questo indica che la scelta dell' orientazione delle fibre influenza in modo sostanziale la quantità di materiale da impiegare per la fabbricazione della struttura. Questo fenomeno è atteso, e deriva dalla spiccata anisotropia del materiale di base.

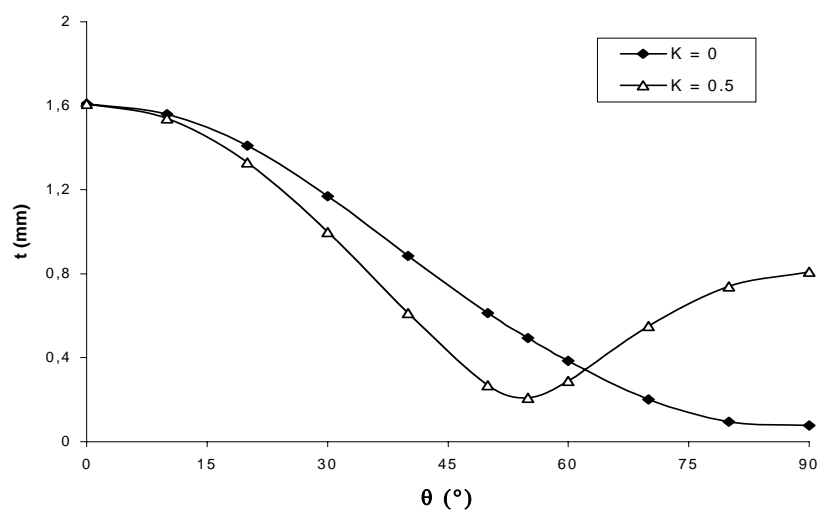


Figura III. 4– Spessore totale t del cilindro al variare dell'angolo di orientazione delle fibre in un laminato $\pm\theta$.

Riferendosi al caso $K = 0$, si nota che la curva dello spessore è monotona e decresce progressivamente fino a raggiungere un minimo per $\theta = 90^\circ$. Questo comportamento è facilmente comprensibile da un punto di vista fisico in quanto, se la sollecitazione è soltanto circonferenziale, la disposizione ideale delle fibre è quella coincidente con la direzione del carico. L'andamento monotono della curva è intuibile dal fatto che la resistenza del materiale decresce in modo monotono quando l'angolo fra la direzione del carico e quello delle fibre aumenta. La curva relativa a $K = 0.5$ prevede praticamente lo stesso valore di t calcolato per $K = 0$, quando $\theta = 0^\circ$. Questo dipende dal fatto che, quando le fibre sono orientate longitudinalmente, la rottura è sostanzialmente dipendente dalla resistenza a trazione della lamina nella direzione trasversale; la sollecitazione applicata in questa direzione è infatti doppia rispetto a quella longitudinale. La curva, tuttavia, in questo caso non è monotona, ma mostra un minimo, che corrisponde alla soluzione ottimizzata. Il minimo si ottiene per $\theta = \pm 55^\circ$. Significativamente, questo valore è quello generalmente ritenuto ottimale per pareti cilindriche destinate a recipienti in pressione. Questo risultato dà confidenza nel metodo di

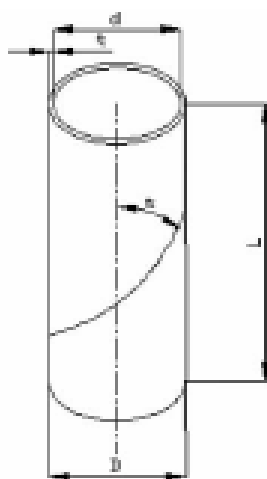
ottimizzazione realizzato. Un'informazione importante desumibile dalle curve di Figura III. 5 è la loro derivata nell'intorno del punto di minimo. In termini tecnologici, tale derivata rivela l'aumento di spessore richiesto se non si ha sicurezza sulla precisione della macchina nella disposizione delle fibre secondo l'orientazione prescelta. Ovviamente, quanto maggiore è la derivata, tanto maggiore sarà lo spessore da adottare per assicurare le prestazioni meccaniche volute, a parità di errore massimo assicurato dalla macchina.[9]-[13]

Capitolo 4

REALIZZAZIONE DI STRUTTURE COMPOSITE A SIMMETRIA CILINDRICA MEDIANTE FILAMENT WINDING

IV. 1 SVILUPPO DEI PROGRAMMI DI AVVOLGIMENTO E REALIZZAZIONE DI TUBI IN VETRORESINA

Per poter testare i tubi a pressione mediante una vasca per prove di scoppio, si è avuta la esigenza di realizzare tubi con $D=40\text{mm}$.





Caratteristiche del mandrino


- Lunghezza utile del mandrino $L=660\text{mm}$
(distanza ghiera-ghiera)
- Diametro $D=40\text{mm}$


La scelta del distaccante ha notevole importanza nell' estrazione dei tubi. Come distaccante è stato utilizzato del maylar da $0.5\mu\text{m}$ dopo aver cosperso di olio il mandrino per ridurre le forze di attrito. La modalità di deposizione del distaccante ha seguito diversi modi e scelte. Si preferisce deporlo in un' unica striscia di lunghezza coincidente con quella del mandrino. La deposizione di una striscia elicoidale di maylar ha invece dato problemi durante la estrazione. Sono stati sviluppati i listati dei programmi per la realizzazione di tubi con deposizione delle fibre a $\pm \alpha^\circ$. A seconda la scelta dello spessore che si desidera realizzare, la


copertura del mandrino è eseguita un numero di volte necessario a realizzarlo. Per poter effettuare un confronto in termini di resistenza dei tubi realizzati mediante la tecnologia del *Filament Winding* aventi diverse angolazioni comprese nel range $0^\circ \div 90^\circ$ sono stati sviluppati i programmi e quindi successivamente realizzati i tubi caratterizzati dalle seguenti orientazioni:


 **Tubi con angolazione $\pm 10^\circ$**

 **Tubi con angolazione $\pm 20^\circ$**

 **Tubi con angolazione $\pm 30^\circ$**

 **Tubi con angolazione $\pm 45^\circ$**

 **Tubi con angolazione $\pm 55^\circ$**

 **Tubi con angolazione $\pm 75^\circ$**

La scelta della stratificazione è dettata dall' esigenza di poter effettuare un valido confronto in termini di pressione massima di esercizio sopportabile e quindi in termini di resistenza. Per ogni tipologia di avvolgimento sono stati misurati i metri di fibre di vetro impiegate e quindi la quantità, utilizzando quattro roving a svolgimento interno con tex 600, durante gli avvolgimenti. Si è assunta l' ipotesi che i tubi avvolti a $\pm 55^\circ$ presentano uno spessore di $t=1\text{mm}$. Gli spessori dei vari lay-up sono stati normalizzati rispetto alla quantità di fibre impiegate secondo la seguente relazione:

$$m_{55^\circ} \div t_{55^\circ} = m_\alpha \div t_\alpha \quad [\text{IV.1}]$$

Programma avvolgimento $\pm 10^\circ$

	S-Rot	Z-Tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea1 Velocità	6.69rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea2 Muovi	0	60	150	60	-90
Linea3 Stop					
Linea4 Muovi	720	100.31	235	60	-90
Linea5 Ripeti	(counter238)				
Linea6 Muovi	361.8°	815.48	235	60	-90
Linea7 Muovi	360°	815.48	235	60	-90
Linea9 Muovi	361.8°	100.31	235	60	-90
Linea10 Muovi	360°	100.31	235	60	-90
Linea11 Ripeti					

Metri di fibra impiegati: 121.04 m per uno strato

t = 3.1mm spessore normalizzato per uno strato

Programma avvolgimento $\pm 20^\circ$

	S-Rot	Z-Tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea1 Velocità	13.84rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea2 Muovi	0	60	150	60	-90
Linea3 Stop	Stop				
Linea4 Muovi	720	111	235	60	-90
Linea5 Ripeti	(counter129)				
Linea6 Muovi	724.2°	804.79	235	60	-90
Linea7 Muovi	360°	810	235	60	-90
Linea8 Muovi	0°	804.79	235	60	-90
Linea9 Muovi	724.2°	111	235	60	-90
Linea10 Muovi	360°	100	235	60	-90
Linea11 Muovi	0°	111	235	60	-90
Linea12 Ripeti					

Metri di fibra impiegati: 64.5 per uno strato

t = 1.65mm spessore normalizzato per uno strato

Per la realizzazione dei tubi con angolazioni $\pm 20^\circ$ [Figura IV.1] sono state variate le percentuali di accelerante **NL-49P** in modo da ritardare la polimerizzazione. In particolare è stato utilizzato lo 0.5% di accelerante, rispetto alla massa di resina mentre come catalizzatore si è utilizzato il **Butanox LPT**.



Figura IV. 1- Tubo in vetroresina con deposizione a $\pm 20^\circ$

Programma avvolgimento $\pm 30^\circ$

	S-Rot	Z-Tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea1 Velocità	21.96rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea2 Muovi	0°	60	150	60	-90
Linea3 Stop	Stop				
Linea4 Muovi	720°	127	235	60	-90
Linea5 Ripeti	<i>(counter109)</i>				
Linea6 Muovi	1094.4°	788.79	235	60	-90
Linea7 Muovi	0°	810	235	60	-90
Linea8 Muovi	155°	810	235	60	-90
Linea9 Muovi	0°	788.79	235	60	-90
Linea10 Muovi	1094.4°	127	235	60	-90
Linea11 Muovi	0°	100	235	60	-90
Linea12 Muovi	155°	100	235	60	-90
Linea13 Muovi	0°	127	235	60	-90
Linea14 Ripeti					

Programma avvolgimento $\pm 45^\circ$

	S-Rot	Z-Tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea1 Velocità	38.02rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea2 Muovi	0°	60	150	60	-90
Linea3 Stop					
Linea4 Muovi	720°	127	235	60	-90
Linea5 Ripeti	<i>(counter109)</i>				
Linea6 Muovi	1897.2°	788.79	235	60	-90
Linea7 Muovi	0°	810	235	60	-90
Linea8 Muovi	273°	810	235	60	-90
Linea9 Muovi	0°	788.79	235	60	-90
Linea10 Muovi	1897.2°	127	235	60	-90
Linea11 Muovi	0°	100	235	60	-90
Linea12 Muovi	273°	100	235	60	-90
Linea13 Muovi	0°	127	235	60	-90
Linea14 Ripeti					

Programma avvolgimento $\pm 55^\circ$

	S-Rot	Z-tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea 1 Velocità	68.4rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea 2 Muovi	0°	60	150	60	-90
Linea 3 Stop					
Linea 4 Muovi	720°	104.39	235	60	-90
Linea 5 Ripeti	<i>(counter15)</i>				
Linea 6 Muovi	2892.2°	811.4	235	60	-90
Linea 7 Muovi	360°	811.4	235	60	-90
Linea 8 Muovi	2892.2°	104.39	235	60	-90
Linea 9 Muovi	360°	104.39	235	60	-90
Linea 10 Ripeti					

Metri di fibra impiegati: 44m per uno strato
t = 1mm spessore normalizzato per uno strato



Figura IV. 2- Tubo in vetroresina con deposizione a $\pm 55^\circ$

Programma avvolgimento $\pm 75^\circ$

	S-Rot	Z-Tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea1 Velocità	141.94rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea2 Muovi	0°	60	150	60	-90
Linea3 Stop					
Linea4 Muovi	720°	100	235	60	-90
Linea5 Ripeti	<i>(counter86)</i>				
Linea6 Muovi	7232.6°	796.05	235	60	-90
Linea7 Muovi	360°	815	235	60	-90
Linea8 Muovi	0°	796.05	235	60	-90
Linea9 Muovi	7232.6°	119.74	235	60	-90
Linea10 Muovi	360°	100	235	60	-90
Linea11 Muovi	0°	119.74	235	60	-90
Linea12 Ripeti					

Metri di fibra impiegati: 45.5m per uno strato
 $t = 1.17\text{mm}$ spessore normalizzato per uno strato

IV.2 SCELTA DELLA MODALITÀ DI APPLICAZIONE DELLA DEPOSIZIONE DI FIBRE A 0°÷90° NEL PROCESSO DI FILAMENT WINDING

Il procedimento adottato per ottenere l'avvolgimento di fibre in direzione assiale e circonferenziale nel processo di Filament Winding con macchina a 5 assi a controllo numerico consiste nei seguenti step:

- deposizione di tows secondo generatrici del tubo, sul piano equatoriale, con mandrino fermo, carrello in movimento alternato, rotazioni del mandrino di 180° ad ogni completamento di generatrice coadiuvato da opportuni spostamenti in X della testa.
- deposizione dei tows in senso circonferenziale, con mandrino in rotazione e spostamento lento della testa portafilato, al limite nullo. Per l'affiancatura delle fibre, durante tale deposizione, l'inclinazione della testa portafilato deve essere uguale a 0°.

La scelta del primo step, anziché deposizione dei tows secondo generatrici del tubo sul piano equatoriale, senza rotazione del mandrino di 180° ma semplice avanzamento rotazionale per consentire l'accostamento dei tows tra la stesura di ogni generatrice, è scaturita dal dover eliminare in parte il problema del tiro e, quindi, della mancata tensione sulle fibre, che comporterebbe difetti di lavorazione, con presenza di vuoti e decadimento delle proprietà meccaniche del manufatto.

Sono state sviluppate le relazioni matematiche da cui discendono le quantità geometriche coinvolte nel procedimento di deposizione a 0° e 90°, che in termini cinematici descrivono i parametri da rispettare durante l'avvolgimento.

Quando si adotta come angolo di avvolgimento $\alpha = 0^\circ$, si procede alla stesura delle fibre lungo una generatrice del tubo a sezione circolare, utilizzando la massima velocità di traslazione del carrello, $v_T = 0.5 \text{ m/s}$, mentre la velocità tangenziale, $v_M = \omega \times R$, (ove ω è la velocità angolare del mandrino in rad/sec) sarà: $v_M = 0 \text{ m/s}$.

Per ovviare ai seguenti problemi :

- interspazi tra le fibre
- fibre non in tensione, nonostante a monte della vasca di impregnazione, vi siano le celle di carico che controllano mediante opportuna taratura il tiro.

il programma è stato modificato.

Le modifiche apportate riguardano:

- riduzione dell' altezza fascia deposta
- rotazione del mandrino di 180° , per aumentare la tensione sulle fibre.

Ne discende che l'angolo di uscita che il processo effettua durante l' avvolgimento a 0° è dato da:

$$\delta = (180^\circ - \beta)$$

con :

$$\beta = 360^\circ \times \frac{L_{fascia}}{L_c} = 1.146^\circ \approx 1^\circ$$

[IV.2]

Nella Figura IV.3 è mostrata un' immagine della realizzazione di tubi in composito mediante deposizione delle fibre con angolo di avvolgimento 90° .



Figura IV. 3- Tubo in vetroresina con deposizione a $\pm 90^\circ$

Nel realizzazione di tubi con angoli di avvolgimento $0^\circ \div 90^\circ$, bisogna considerare i transitori di movimento in funzione delle caratteristiche prestazionali dei dispositivi prescelti per la macchina e delle masse in gioco, per tener conto dei tempi di accelerazione, da velocità nulle alle velocità di esercizio di progetto dei diversi assi.

Carrello

Per quanto concerne il carrello, con riferimento alla Figura IV.4 vengono fatte le seguenti ipotesi:

- l' andamento della velocità, nella deposizione della spira "generatrice" a 0° , segue uno schema a "trapezio";
- le accelerazioni negli intervalli $\Delta t_1 = t_1 - 0$ e $\Delta t_3 = t_3 - t_2$, sono costanti e uguali in valore assoluto;
- nell' intervallo $\Delta t_2 = t_2 - t_1$, il carrello trasla alla massima velocità consentita

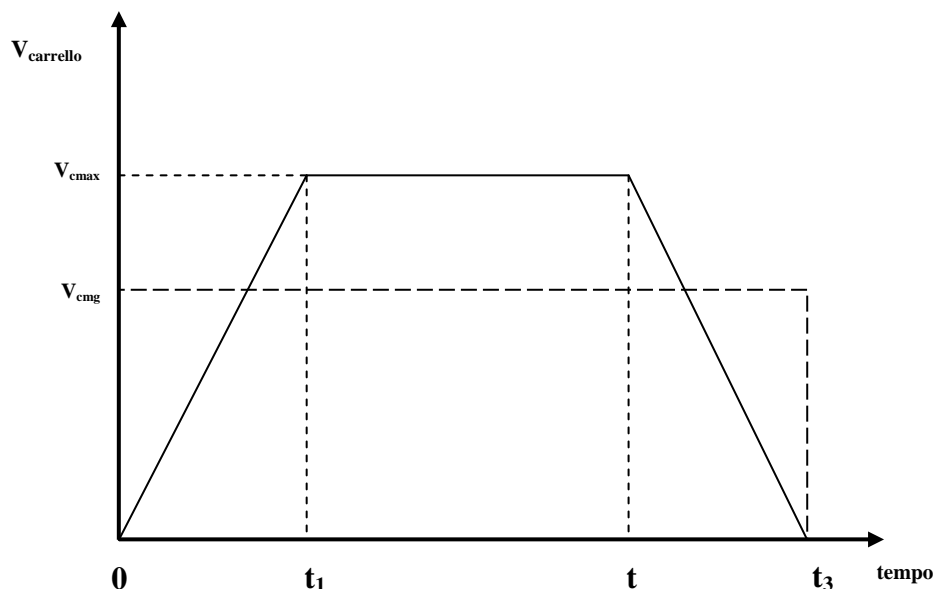


Figura IV. 4- Ipotesi andamento velocità carrello con rampe lineari di accelerazione

L' area del trapezio rappresenta la lunghezza L del tubo in costruzione, quindi per avere un valore di velocità media del carrello da usare nel computo dei tempi di deposizione su una generatrice del tubo, si può ricavare l' altezza del rettangolo avente la stessa area di valore L del trapezio, ottenendo:

$$V_{Tmg} = L / (\Delta t_1 + \Delta t_2 + \Delta t_3) \quad . \quad [IV.3]$$

Conoscendo Δt_1 (supposto $\Delta t_1 = \Delta t_3 = 0.5s$), in base alle prestazioni possibili dei vari dispositivi, data la variazione lineare di velocità nelle rampe, si calcola lo spazio l_1 e l_3 necessario ad accelerare e decelerare il carrello da velocità nulla a V_{Tmax} e viceversa:

$$l_1 = l_3 = \Delta t_{1(3)} \times \frac{V_{Tmax}}{2} \quad [IV.4]$$

Il tratto rimanente verrà percorso a velocità massima, e sarà lungo:

$$l_2 = L - (l_1 + l_3) \quad [IV.5]$$

quindi l'intervallo di tempo Δt_2 può essere calcolato con la relazione:

$$\Delta t_2 = l_2 / V_{Tmax} \quad [IV.6]$$

Da queste quantità è possibile il calcolo della V_{Tmg} .

Mandrino

In modo simile al caso della velocità di rotazione del mandrino, durante i vari movimenti intermittenti di posizionamento richiesti dalla deposizione a 0°, si ipotizza un diagramma di velocità a "triangolo" [Figura IV.5] con variazioni di velocità lineari, quindi accelerazioni costanti, nell'intorno della ω_{max} .

La velocità media durante il posizionamento rotatorio è pertanto pari alla metà di ω_{max} .

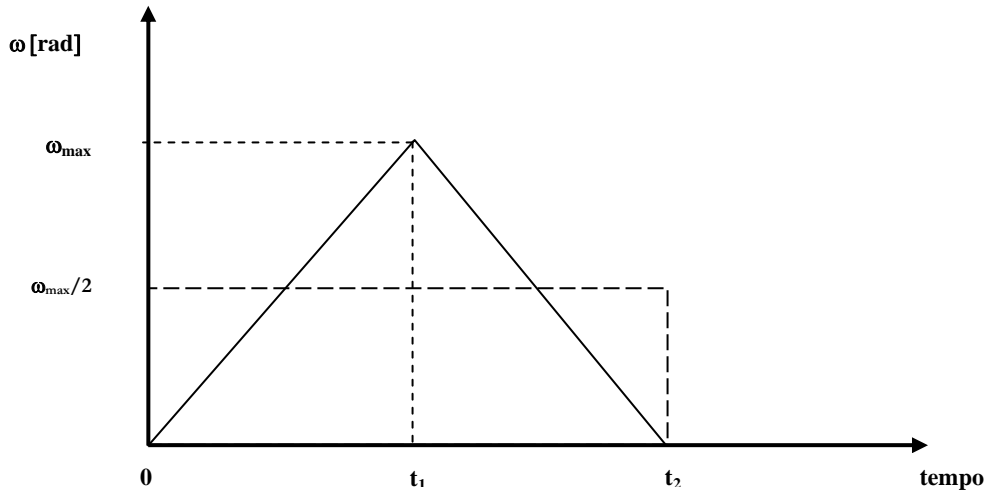


Figura IV. 5- Ipotesi andamento velocità mandrino con rampe lineari di accelerazioni

Definite le velocità medie di traslazione della testa e di rotazione del mandrino, è possibile calcolare i tempi di percorrenza della lunghezza L del tubo in costruzione dato che L è assunta uguale alla lunghezza di una generatrice.

Il tempo di stesura di una generatrice sarà quindi:

$$t_g = L / V_{Tmg} \quad [IV.7]$$

Percorsa la distanza L , si dovrà procedere, appena oltre l' estremo del tubo con un avanzamento della testa verso l' asse di rotazione mandrino. Se tale spostamento è compiuto alla velocità V_T , con le caratteristiche prestazionali dell' asse di movimento X , il tempo necessario per questo azionamento sarà:

$$t_{at} = S_{testa} / V_T \quad [IV.8]$$

A questo punto, il mandrino sinora fermo, dovrà compiere una rotazione pari a 180° nel più breve tempo possibile.

Ipotizzando un andamento di velocità a "triangolo", durante il quale il mandrino accelera da 0 fino alla massima velocità rotazionale, ω_{max} [rad/s], tra 0° e 90° , per poi tornare a velocità nulla tra 90° e 180° di rotazione, si potrà adottare, nei calcoli di tempo, una velocità media angolare, $\omega_m = \omega_{max} / 2$, pari alla metà della massima consentita.

Per compiere tale rotazione di 180° , sarà necessario un tempo:

$$t_{rm} = \pi / \omega_m \quad [IV.9]$$

Ora la testa tornerà verso la superficie esterna del tubo ancora nel tempo t_{at} , per ripartire con una nuova deposizione lungo la generatrice diametralmente opposta alla precedente, in senso opposto al moto del carrello, impiegando ancora un tempo t_g per completarla. A questo punto il ciclo si ripete, con una rotazione di π del mandrino meno una quantità uguale all'angolo di legatura $\beta = b/R$ [rad], ove "b" è la larghezza [m] della banda dei *tows*. Il tempo di deposizione di una "spira equatoriale", ipotizzando che un ciclo per deporla parta dalla prossimità della testa all'asse di rotazione e proceda sul piano equatoriale del tubo, sarà:

$$t_{se} = 2 \times t_g + 4 \times t_{at} + 2 \times t_{rm} \quad [IV.10]$$

Il tempo necessario per deporre le fibre lungo una spira "generatrice" è pari a:

$$t_{s0} = t_{se} / 2 \quad [IV.11]$$

La superficie di banda di *tows* deposta per ciascuna spira generatrice sarà pari a:

$$\sigma = b \times L \quad [\text{IV.12}]$$

Il tempo di ricopertura dell' area del cilindro $A_C = 2 \times \pi \times R \times L$, con uno strato di fibre a 0° , sarà dato da:

$$\tau_{0^\circ} = \left(\frac{A_C}{\sigma} \right) \times t_{s0^\circ} \quad [\text{IV.13}]$$

Stabilendo il numero totale di strati previsti a 0° e moltiplicandolo per τ_{0° , si determinerà quindi il tempo totale di deposizione in direzione assiale delle fibre per un certo manufatto tubolare. Noto il tempo t_{se} necessario a stendere una spira equatoriale è utile calcolare la velocità di rotazione equivalente durante il processo di deposizione assiale delle fibre, come quella velocità costante che fa compiere in modo ipoteticamente continuo gli stessi giri/min eseguiti in modo intermittente, come richiesto dal processo a 0° . Poiché in tale tempo il mandrino compie una rotazione di π , si può valutare una velocità equivalente:

$$\omega_{eqv} = \pi / t_{se} \quad [\text{IV.14}]$$

che espressa in giri/min, sarà pari a:

$$N_{eqv} = 60 \times \omega_{eqv} / 2\pi \quad [\text{IV.15}]$$

Il tempo di stesura dell' avvolgimento circonferenziale, avendo posto quale velocità limite tangenziale del mandrino $V_M = 1 \text{ m/s}$, è dato da:

$$t_{90^\circ} = \frac{L}{V_T} \quad [\text{IV.16}]$$

L'andamento della velocità del mandrino è da considerarsi costante perchè si è assunti nulle le accelerazioni, pur dovendo vincere l'inerzia all'atto della rotazione. La scelta di tubi ottenuti avvolgendo le fibre a $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ è dettata dal fatto che la resistenza circonferenziale deve essere doppia rispetto a quella assiale $\sigma_c = 2\sigma_a$. Ne segue quindi, che la quantità di fibre deposte a 90° e quella deposta a 0° deve essere la stessa. Sono stati misurati i metri di fibra necessari a ricoprire il mandrino avvolgendo le fibre con un angolo prossimo a 90° . Come angolo di avvolgimento è stato scelto $\alpha = 88^\circ$ in modo da non avere sovrapposizione tra le fibre durante l'avvolgimento. Tale scelta dipende dalle dimensioni del diametro del mandrino utilizzato. L'avvolgimento a 0° è realizzato con mandrino fermo e testa in movimento mentre durante la fase di legatura la testa rimane ferma e il mandrino ruota. La fase di legatura è caratterizzata inoltre anche da una penetrazione della testa porta-filo in modo da favorire l'aggancio. Nella tabella IV.1 è riportato il listato del programma che permette la realizzazione di tubi a $90^\circ/0^\circ/90^\circ$.

	S-Rot	Z-tras	X-Pen	Y-Ver	E-Inc
Linea 1 Velocità	94.54rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea 2 Muovi	720°	150	235	60	0
Linea 3 Stop	<i>Stop</i>				
Linea 4 Muovi	0	236.05.00	235	60	0
Linea 5 Velocità	89.54rpm	34.92mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea 6 Muovi	54244.8	898	235	60	0
Linea 7 Velocità	94.54rpm	500mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea 8 Muovi	720°	948	235	60	-90
Linea 9 Ripeti	<i>(counter 15)</i>				
Linea 10 Muovi	0°	948	255	60	-90
Linea 11 Muovi	528°	948	255	60	-90
Linea 12 Muovi	0°	948	235	60	-90
Linea 13 Muovi	0°	112	235	60	-90
Linea 14 Muovi	0°	112	255	60	-90
Linea 15 Muovi	528°	112	255	60	-90
Linea 16 Muovi	0°	112	235	60	-90
Linea 17 Muovi	0°	948	235	60	-90
Linea 18 Ripeti	<i>(counter 0)</i>				
Linea 19 Muovi	0°	948	255	60	-90
Linea 20 Muovi	720°	948	255	60	-90
Linea 21 Muovi	0°	948	235	60	0
Linea 22 Muovi	0°	898	235	60	0
Linea 23 Velocità	89.54rpm	34.92mm/s	5mm/s	5mm/s	5°/s
Linea 24 Muovi	54244.8°	236.05.00	235	60	0
Linea 25 Muovi	0°	112	235	60	0
Linea 26 Muovi	720°	112	235	60	0

Tabella IV.1



Figura IV. 6- Tubo in vetroresina con deposizione a 0°/90°/0°

IV.3 TUBI CON LINER ELASTICO INTERNO

Per valutare la pressione a cui avviene il collasso catastrofico dei tubi senza che avvenga il trafilamento, è stato realizzato all'interno un liner elastico in grado di renderli impermeabili. Il liner interno [Figura IV.7] è stato realizzato depositando nel tubo del silicone da colata (**GLS-40 della Prochim**) opportunamente miscelato con il relativo catalizzatore. Per realizzare uno strato uniforme di silicone all'interno del tubo, dati i tempi lunghi di vulcanizzazione del silicone, è stato necessario porre in rotazione il tubo per diverse ore. In questo modo è stato possibile portare i campioni realizzati alla rottura delle fibre.

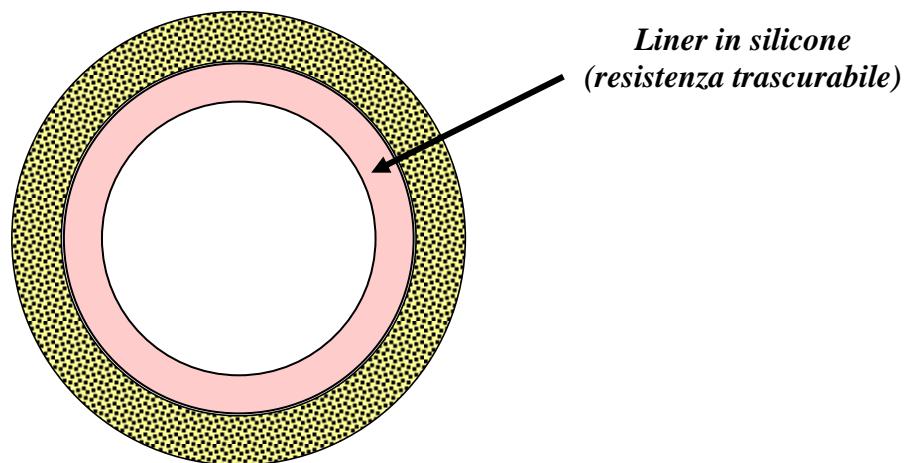


Figura IV. 7

IV.4 PROVE DI BRUCIATURA

Per poter quantificare la percentuale in massa di fibre di vetro impiegate nei tubi prodotti sono state eseguite prove di bruciatura. La percentuale di fibre di vetro nei manufatti prodotti mediante la tecnologia del *Filament Winding* è compresa tra il 50-55%. Tale valore è stato importante per poter stabilire la modalità del passaggio delle fibre tra i vari pettini della vasca di impregnazione.

Nella tabella IV.2 vengono riportati i risultati delle prove di bruciatura. Nel calcolo della percentuale in massa di fibre si è supposti che non vi siano inclusioni di bolle d'aria

Provino n°	orientaz. Fib	peso iniziale prov. [g]	peso finale prov. [g]	peso resina	Vf	Vr	V _f +V _r	% in peso	% V _f	% V _m
1	55°	7.76	5.9	1.86	2.295719844	1.788461538	4.084181383	76.03092784	56.21003646	43.78996354
1	55°	5.12	3.52	1.6	1.369649805	1.538461538	2.908111344	68.75	47.09757102	52.90242898
2	55°	4.36	2.99	1.37	1.163424125	1.317307692	2.480731817	68.57798165	46.89842395	53.10157605
2	55°	5.4	3.85	1.55	1.498054475	1.490384615	2.98843909	71.2962963	50.12832551	49.87167449
3	55°	5.14	3.64	1.5	1.416342412	1.442307692	2.858650105	70.81712062	49.54584718	50.45415282
3	55°	3.98	3.12	0.86	1.214007782	0.826923077	2.040930859	78.3919598	59.48304308	40.51695692
4	55°	6.09	4.53	1.56	1.762645914	1.5	3.262645914	74.38423645	54.02504472	45.97495528
5	55°	4.5	2.74	1.76	1.06614786	1.692307692	2.758455552	60.88888889	38.65017361	61.34982639
6	55°	6.8	4.3	2.5	1.673151751	2.403846154	4.076997905	63.23529412	41.03881802	58.96118198
6	55°	5.22	3.54	1.68	1.377431907	1.615384615	2.992816522	67.81609195	46.02460246	53.97539754
7	55°	6.36	3.75	2.61	1.459143969	2.509615385	3.968759353	58.96226415	36.76574564	63.23425436
7	55 °	5.11	3.63	1.48	1.412451362	1.423076923	2.835528285	71.037182	49.81263525	50.18736475
7	55°	4.12	3.09	1.03	1.20233463	0.990384615	2.192719246	75	54.83304042	45.16695958
8	55°	4.77	3.39	1.38	1.319066148	1.326923077	2.645989225	71.06918239	49.85153135	50.14846865

Tabella IV.2

Nella tabella IV.3 sono, invece, state calcolate le percentuali in volume di fibre e matrice per differenti lay-up, note le quantità di fibre utilizzate

Orientazione	Peso tubo [g]	Spessore [mm]	qty fibre [m]	Peso fibre [g]	Peso matrice [g]	%Pf	%Pm	Vf	Vm	Vt	%Vf	%Vm
15-1strato Silicone	188,67	1,43	55,77	133,85	54,82	70,94	29,06	55,77	52,71	108,48	51,41	48,59
90-2strati Silicone	128,26	2	38,00	91,20	37,06	71,11	28,89	38,00	35,63	73,63	51,61	48,39
90-2strati Silicone	140,4	2	38,00	91,20	49,20	64,96	35,04	38,00	47,31	85,31	44,54	55,46
30-2strati Silicone	314,34	2,46	95,94	230,26	84,08	73,25	26,75	95,94	80,85	176,79	54,27	45,73
20-2strati Silicone	403,58	3,3	128,70	308,88	94,70	76,54	23,46	128,70	91,06	219,76	58,56	41,44
15-1strato Silicone	191,49	1,43	55,77	133,85	57,64	69,90	30,10	55,77	55,43	111,20	50,16	49,84
55-1strato Silicone	145,15	1	39,00	93,60	51,55	64,49	35,51	39,00	49,57	88,57	44,03	55,97
55-1strato Silicone	129,61	1	39,00	93,60	36,01	72,22	27,78	39,00	34,63	73,63	52,97	47,03
55-1strato Silicone	125,66	1	39,00	93,60	32,06	74,49	25,51	39,00	30,83	69,83	55,85	44,15
90/0/90 Silicone	214,67	1,5	58,50	140,40	74,27	65,40	34,60	58,50	71,41	129,91	45,03	54,97
90/0/90 Silicone	210,54	1,5	58,50	140,40	70,14	66,69	33,31	58,50	67,44	125,94	46,45	53,55
90/0/90 Silicone	215,91	1,5	58,50	140,40	75,51	65,03	34,97	58,50	72,61	131,11	44,62	55,38
90/0/90 Silicone	210,93	1,5	58,50	140,40	70,53	66,56	33,44	58,50	67,82	126,32	46,31	53,69
55-1strato Silicone	135,4	1	39,00	93,60	41,80	69,13	30,87	39,00	40,19	79,19	49,25	50,75
55-1strato Silicone	141,9	1	39,00	93,60	48,30	65,96	34,04	39,00	46,44	85,44	45,64	54,36
55-1strato Silicone	129,45	1	39,00	93,60	35,85	72,31	27,69	39,00	34,47	73,47	53,08	46,92
90/0/90 Silicone	225,39	1,5	58,50	140,40	84,99	62,29	37,71	58,50	81,72	140,22	41,72	58,28
90/0/90 Silicone	232,16	1,5	58,50	140,40	91,76	60,48	39,52	58,50	88,23	146,73	39,87	60,13
90/0/90 Silicone	227,87	1,5	58,50	140,40	87,47	61,61	38,39	58,50	84,11	142,61	41,02	58,98
90/0/90 Silicone	227,41	1,5	58,50	140,40	87,01	61,74	38,26	58,50	83,66	142,16	41,15	58,85
90/0/90 Silicone	239,41	1,5	58,50	140,40	99,01	58,64	41,36	58,50	95,20	153,70	38,06	61,94
90/0/90 Silicone	232,95	1,5	58,50	140,40	92,55	60,27	39,73	58,50	88,99	147,49	39,66	60,34
55-1strato Silicone	137,72	1	39,00	93,60	44,12	67,96	32,04	39,00	42,42	81,42	47,90	52,10
55-1strato Silicone	144,53	1	39,00	93,60	50,93	64,76	35,24	39,00	48,97	87,97	44,33	55,67
55-1strato Silicone	140,62	1	39,00	93,60	47,02	66,56	33,44	39,00	45,21	84,21	46,31	53,69
90/0/90 Silicone	232,7	1,5	58,50	140,40	92,30	60,34	39,66	58,50	88,75	147,25	39,73	60,27
90/0/90 Silicone	230,6	1,5	58,50	140,40	90,20	60,88	39,12	58,50	86,73	145,23	40,28	59,72
90/0/90 Silicone	231,5	1,5	58,50	140,40	91,10	60,65	39,35	58,50	87,60	146,10	40,04	59,96
55-1strato Silicone	141,74	1	39,00	93,60	48,14	66,04	33,96	39,00	46,29	85,29	45,73	54,27
90/0/90 Silicone	227,33	1,5	58,50	140,40	86,93	61,76	38,24	58,50	83,59	142,09	41,17	58,83
90/0/90 Silicone	231,25	1,5	58,50	140,40	90,85	60,71	39,29	58,50	87,36	145,86	40,11	59,89
55-1strato Silicone	140,07	1	39,00	93,60	46,47	66,82	33,18	39,00	44,68	83,68	46,60	53,40
40-2strati Silicone	386,7	2,9	113,10	271,44	115,26	70,19	29,81	113,10	110,83	223,93	50,51	49,49

Orientazione	Peso tubo [g]	Spessore [mm]	qty fibre [m]	Peso fibre [g]	Peso matrice [g]	%Pf	%Pm	Vf	Vm	Vt	%Vf	%Vm
40-1strato Silicone	172,8	1,2	46,80	112,32	60,48	65,00	35,00	46,80	58,15	104,95	44,59	55,41
60-1strato	145,14	1	39,00	93,60	51,54	64,49	35,51	39,00	49,56	88,56	44,04	55,96
60-1strato	188	1,4	54,60	131,04	56,96	69,70	30,30	54,60	54,77	109,37	49,92	50,08
70-1 strato	162,43	1,22	47,58	114,19	48,24	70,30	29,70	47,58	46,38	93,96	50,64	49,36
70-1 strato	141,65	1,22	47,58	114,19	27,46	80,62	19,38	47,58	26,40	73,98	64,31	35,69

Tabella IV.3

Capitolo 5

PROCESSO DI CURA DI STRUTTURE TUBOLARI OTTENUTE MEDIANTE FILAMENT WINDING

V.1 Ciclo di cura

La reazione di cura di una resina termoindurente come la resina poliestere isoftalica, scelta per la fabbricazione dei tubi oggetto di questo studio, è un processo esotermico notevolmente complesso in quanto comprende un elevato numero di reazioni contemporanee: la decomposizione chimica di un iniziatore, il rilascio di radicali liberi che possono reagire con un eventuale inibitore, con lo stirene (solvente reattivo) o con il poliestere.

Le catene polimeriche si accrescono e reticolano seguendo tre possibili meccanismi: la copolimerizzazione stirene-poliestere e le omopolimerizzazioni dello stirene e del poliestere. La reazione di cura è espressa dall'equazione di Figura V.1, in cui sono evidenziate le differenti aliquote di energia che intervengono durante il processo esotermico.[14]

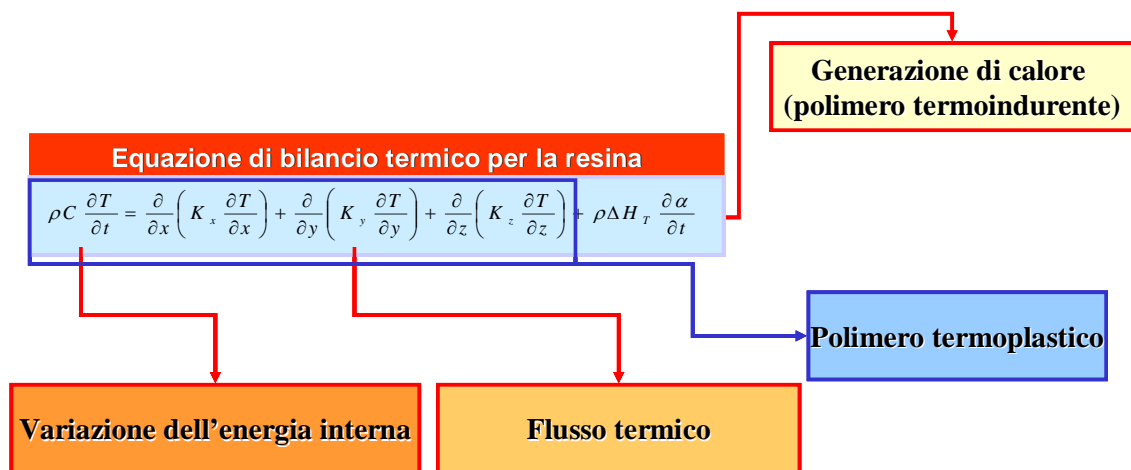


Figura V.1

Ciò implica cambiamenti delle proprietà del composito durante la cura, che non possono essere considerati costanti. Si suppone che le proprietà del composito cambiano solo con il grado di cura. Per migliorare il grado di cura, i tubi sono stati sottoposti ad un ciclo di post-cura, in un forno ad induzione ad una temperatura controllata di $T = 70^\circ\text{C}$ per 24h.

V.2 La cura di strutture tubolari mediante sorgenti ad infrarossi

Il processo di cura di tipo *batch* per strutture composite ottenute per avvolgimento di fibre, impregnate di resina termoindurente, che avviene generalmente in forni, in condizioni di temperatura e in tempi diversi che sono molto variabili a seconda del tipo di resina usata, presenta i seguenti problemi:

- I tempi necessari per la fase di cura sono molto lunghi e rappresentano un fattore limitante per la velocità di processo complessiva.
- Le dimensioni dei pezzi realizzabili sono limitate dalle dimensioni dei forni.
- La bassa conducibilità termica trasversale del sistema resina-fibre può essere causa di disuniformità ed incompletezza della cura che genera poi stress residui nel pezzo finito.
- Quando il riscaldamento *batch* avviene attraverso l' utilizzo di grossi flussi d' aria calda a grande velocità, il processo risulta termicamente inefficiente (rendimento basso) e genera emissioni di grosse quantità di miscela aria-idrocarburi che rendono necessario l'impiego di costosi apparati di controllo e di abbattimento degli inquinanti.

Per ovviare ai seguenti problemi e vista l' esigenza di avere un' elevata capacità di controllo sul processo, è stata sviluppata l' ipotesi di inserire un sistema di riscaldamento della matrice *in-situ*, direttamente nella fase di avvolgimento delle fibre che permette di eliminare la seconda fase della lavorazione. Un riscaldamento che agisca direttamente durante la fase di avvolgimento può essere pensato come *localizzato* nel punto di deposizione della fibra impregnata sul mandrino e che quindi abbia la possibilità di seguire il movimento del componente che la deposita (che può seguire traiettorie più o meno complesse a seconda della complessità del profilo).

Tale riscaldamento ha, nel caso di matrici termoindurenti, la funzione di aumentare la temperatura della resina in maniera controllata, per avere tempi di cura più rapidi e ottenere una distribuzione di temperatura nello spessore degli strati avvolti più uniforme di quella che si genera in un forno o in condizioni di cura libera. Per realizzare il sistema di riscaldamento localizzato, risulta particolarmente adatto l' impiego di una sorgente di calore ad infrarossi che incida direttamente sull' area locale della struttura avvolta, per iniziare la cura della resina durante il processo di avvolgimento[Figura V.2]. Questo metodo offre un più uniforme grado di cura, e quindi minori distribuzioni di stress residui nella struttura finale.

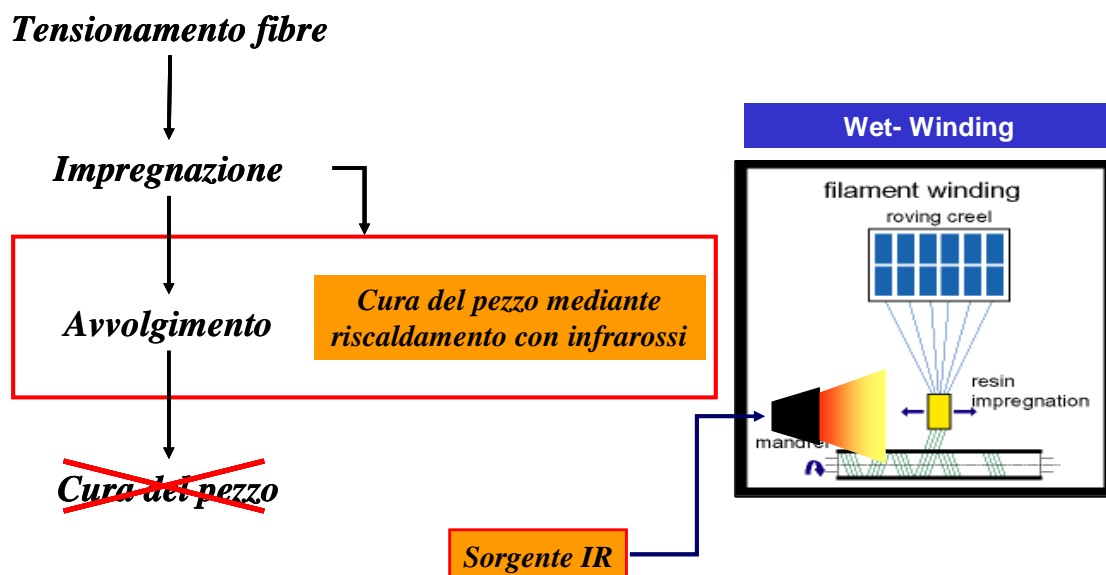


Figura V.2

Si necessita inoltre di piccole quantità di aria, per rimuovere i gas tossici sviluppatisi durante la cura, e inoltre possono essere usati controlli di contaminazione più modici. Tale processo di cura è caratterizzato dall' avere grandi efficienza energetica e di avere un' elevata produttività con minori contrazioni del manufatto e con il bisogno di minor spazi rispetto a quelli standard utilizzati dagli altri processi di cura, come quello di tipo bach. Nella realtà non è possibile tener conto che le radiazioni infrarosse incidano normalmente alle fibre avvolte, in quanto bisogna tener conto che parte dell' energia emessa sotto forma di radiazioni infrarosse è assorbita e riflessa dalle fibre, in particolar modo perché queste sono condizionate dalla presenza delle fibre vicine.[15]-[16]

V.2 La cura di strutture tubolari mediante sorgenti ad infrarossi

La teoria base delle radiazioni infrarosse è il riscaldamento dell'aria tra la sorgente radiativa e il 'materiale bersaglio'. Le radiazioni infrarosse, che viaggiano alla velocità della luce, sono trasferite mediante onde elettromagnetiche attraverso lo spazio senza bisogno di alcun mezzo conduttivo (in contrasto con i processi di riscaldamento conduttivi e convettivi). Quando l'energia infrarossa raggiunge la superficie che deve essere riscaldata, le molecole vibrano intensamente, convertendo la energia in calore. Le radiazioni infrarosse vengono emesse da tutti i corpi caldi tranne allo zero assoluto (-273°C), quando tutte le molecole cessano la loro attività vibrazionale. Fino a 500°C le radiazioni emesse dal corpo sono completamente invisibili. L' energia emessa sotto forma di radiazioni infrarosse da una sorgente sarà assorbita dal materiale con minima perdita, se le aliquote di energia riflessa e trasmessa risulteranno piccole. Quando la radiazione infrarossa colpisce un

oggetto, può essere assorbita, trasmessa e riflessa dalla superficie, [Figura V.3]. La somma delle aliquote di energia assorbita, riflessa e trasmessa dovrà essere uguale al 100% dell'energia totale incidente.

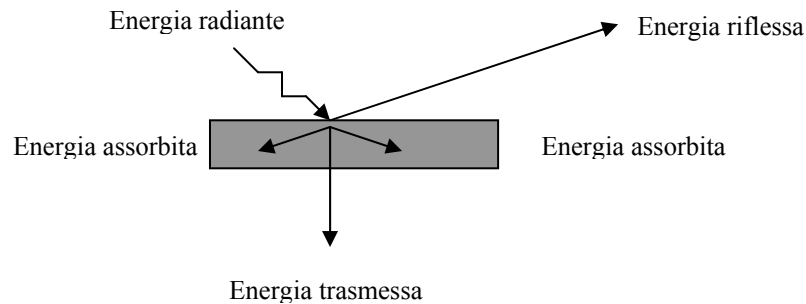


Figura V.3

Equazione dell' energia :

Energia assorbita +energia trasmessa +energia riflessa = Radiazione totale incidente

$$\alpha + \tau + \rho = l \quad [V.1]$$

La lunghezza d'onda della radiazione infrarossa è correlata alle caratteristiche di assorbimento del materiale da riscaldare. L' emissività è il fattore che definisce l'efficienza di un materiale per quanto concerne le caratteristiche di emissione e assorbimento della radiazione. L' emissività è definita come il rapporto tra l'energia emessa sotto forma di radiazione da un oggetto ad una data temperatura, e l' energia emessa da un 'corpo-nero' alla stessa temperatura.

$$e = \frac{W_s}{W_{bb}} \quad [V.2]$$

dove: e = emissività della sorgente

W_s = energia totale irradiata da una sorgente a temperatura T

W_{bb} = energia totale irradiata da un corpo-nero a temperatura T

V.3 Teoria delle radiazioni infrarossi

Materiali multistrato, come i materiali compositi, presentano alcune difficoltà quando sono riscaldati con radiazioni infrarosse. Il layer superficiale cura velocemente rispetto a quelli più interni causando dei gradienti termici, che implicano differenti coefficienti di contrazione nel materiale. Ne discende che il layer superficiale può essere soggetto a carichi termici che tendono a degradare il materiale. Lo spessore del materiale è molto importante per le applicazioni degli infrarossi. Questo è dovuto al fatto che molti materiali ad eccezione del vetro e di tutti quelli che presentano strutture amorfe simili al vetro, non trasmettono energia infrarossa oltre pochi decimi di inch. Il calore in questi casi è solo riflesso e/o trasmesso. Il calore che viene assorbito è trasferito in tutte le direzioni all'interno del materiale con intensità che dipende dalle caratteristiche di assorbimento del materiale. In alcuni processi è più conveniente selezionare le caratteristiche di assorbimento del substrato e le caratteristiche di trasmissione del materiale. In tal caso l'energia irradiata sarà assorbita quasi totalmente dal substrato, in modo che la temperatura dello strato superficiale aumenta e riscalda il materiale sottostante.[17]

V.4 Sistema di cura con sorgente IR

Ai fini del nostro studio è stata scelta come sorgente di calore ad infrarossi una sorgente di tipo ceramico CRD 100008 della TEMPCO di tipo piano.[Figura V.3]. La densità di potenza della lampada ad infrarossi può essere variata, variando la temperatura della radiazione emessa, mediante un sistema di termoregolazione. La quantità di radiazione infrarossa emessa (ad una specifica temperatura) dalla sorgente è data dalla legge di Stefan- Boltzmann :

$$R = e \times \sigma \times T^4 \quad [\text{W/in}^2] \quad [\text{V.3}]$$

Il sistema di termoregolazione è costituito da un termoregolatore Modello ETR-9200 della OGDEN, sistema che utilizza la tecnologia *Starter Logic* per il controllo della variazione di temperatura. Il termoregolatore è dotato di due larghi display a 4 digit che permettono di visualizzare i valori di processo e di set-point (cioè della temperatura desiderata).



Lampada TEMPCO CRD 100008 :

- *Lunghezza d'onda della radiazione emessa $2 \div 10 \mu\text{m}$ (regolabile)*
- *Intervallo temperatura $110 \div 680 \text{ }^{\circ}\text{C}$*
- *Potenza dissipata: 650 W*
- *Potenza superficiale: 26.8 W/in^2*

Figura V.4

Come sensore è stato utilizzato una termocoppia universale di tipo K (Chromel/ Alumel). Un posizionamento corretto del termoregolatore può eliminare molti problemi nel sistema di regolazione. Il sensore deve essere posizionato in modo da rilevare ogni variazione di temperatura nel minimo tempo di risposta. La corretta selezione del sensore è anche molto importante per ottenere precise misurazioni. Il sensore, infatti, deve avere lo stesso range di temperatura del processo. Per proteggere il termoregolatore dal fenomeno della 'Metal Fatigue' e cioè dal riscaldamento elettrico, viene utilizzato un relè a stato solido AM-25-2 Serie zero Crossover della OGDEN. Il relè presenta in ingresso un'impedenza tipica di 1500 ohm. Corrente di carico, tensione di linea, temperatura ambiente e tipo di carico, sono fattori rilevanti riguardo all'uso del relè a stato solido che viene protetto da sovraccarico (cortocircuito), mediante un fusibile semiconduttore esterno. Il relè deve essere inoltre, protetto con cura dal calore in eccesso, in quanto lo stress termico riduce in maniera drastica la durata del relè. Ecco la necessità di utilizzare un dissipatore di calore, per lo più dotato di ventola di raffreddamento, alimentata mediante un trasformatore a 12 V. Per ridurre la resistenza termica tra il relè e il dissipatore di calore è stata utilizzata una sottile pellicola di pasta di silicone, materiale a conducibilità termica, che è stata posta al centro della piastra basale in metallo del relè. Si è montato il relè sul dissipatore di calore, in modo da ottenere un flusso d'aria ottimale. Il relè presenta in uscita una corrente compresa tra i 4-20mA. L'intero sistema di termoregolazione è alimentato, in ingresso, mediante una tensione di 220V.

V.5 Caratteristiche di assorbimento della vetroresina

Le caratteristiche di assorbimento della resina poliestere isoftalica, sono state valutate attraverso una analisi spettroscopica di tipo IR. La spettroscopia infrarossa misura i livelli di energia vibrazionali delle molecole. Ogni molecola e ogni suo isomero presentano un livello di energia vibrazionale differente.

Ciò è dovuto al fatto che ogni atomo vibra intorno alla propria posizione di equilibrio a causa dell'energia termica da esso posseduta, dando all'intera molecola un set di vibrazioni di risonanza. Quando una radiazione urta e attraversa il materiale, essa viene assorbita solo alle frequenze corrispondenti alle modalità di vibrazione delle molecole che costituiscono il campione stesso. Rappresentando, quindi, su un grafico l'intensità della radiazione trasmessa contro la frequenza, si ottengono le bande di assorbimento del materiale. Supponendo di lavorare con un mezzo omogeneo e con una radiazione monocromatica, la quantità della radiazione assorbita dal materiale può essere espressa in termini di *trasmissione* ed *assorbimento*.

La legge di Lambert-Bouguer definisce la trasmissione come:

$$T = \frac{\phi}{\phi_0} = 10^{-\alpha l} \quad [V.4]$$

ϕ_0 : intensità della radiazione effettivamente penetrata nel campione;

ϕ : intensità della radiazione dopo aver attraversato il campione;

α : coefficiente di assorbimento;

l : percorso della radiazione attraverso il campione;

da cui si definisce l'assorbimento come:

$$A = \log \frac{\phi_0}{\phi} = \alpha l \quad [V.5]$$

In Figura V.5 è rappresentato lo spettro di assorbimento della resina allo stato liquido, non ancora curata.

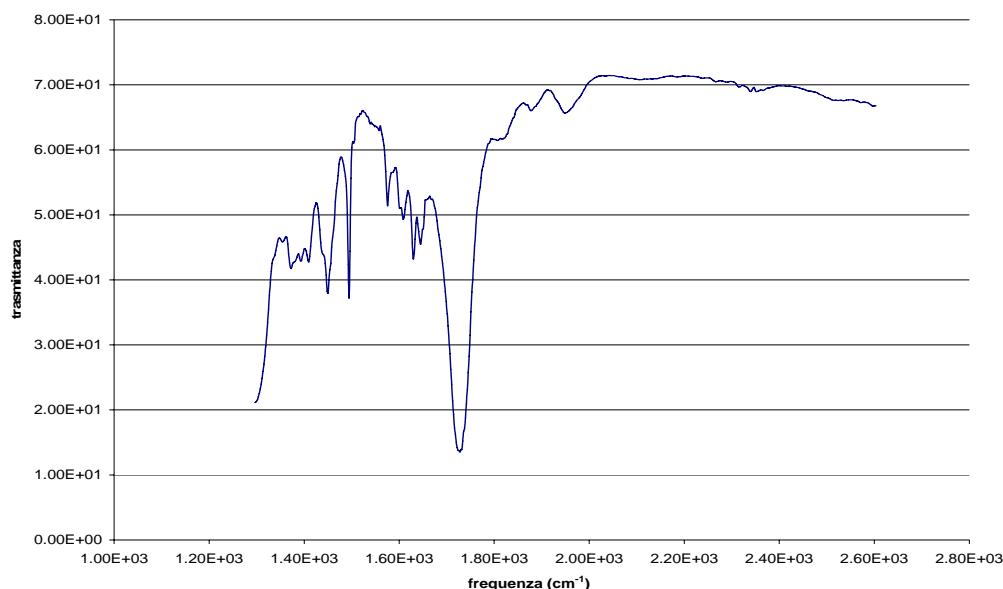


Figura V.5

Per valutare l' influenza delle lunghezza d'onda sulle caratteristiche meccaniche della resina e delle strutture tubolari in vetroresina, dopo essere stati sottoposti a cura mediante una lampada a raggi infrarossi, sono state eseguite prove di flessione a tre punti con una macchina MTS, dotata di un' interfaccia con un PC, in cui è implementato un software che permette di ottenere la curva $\sigma-\epsilon$, per ciascun provino. I risultati ottenuti, in termini di resistenza a rottura (σ_{max}) e modulo di resistenza a flessione (M), vengono correlati alle caratteristiche di assorbimento della resina ai raggi IR. Nelle Figure [V.6] [V.7] viene mostrato un confronto tra gli andamenti dello spettro di assorbimento e i valori (mediati) rispettivamente del modulo e della resistenza ultima, misurati al variare della frequenza della radiazione con cui il materiale è stato trattato. Sebbene le prove svolte rappresentino un primo approccio allo studio degli effetti di una sorgente infrarossa sul materiale considerato, i diagrammi sia per il modulo che per la resistenza hanno i valori più bassi in corrispondenza delle frequenze alle quali la trasmittanza è più bassa. Una possibile ipotesi per spiegare quanto osservato, è quella di considerare come in condizioni di più alta trasmittanza, lo spessore di materiale interessato all' effetto termico della radiazione sia maggiore e porti quindi ad una cura più uniforme del pezzo. In condizioni di bassa trasmittanza, l'energia è assorbita in prevalenza in superficie e tenuto conto della bassissima conducibilità della resina, il calore diffonde molto lentamente nello spessore causando una cura disuniforme.[18]-[19]

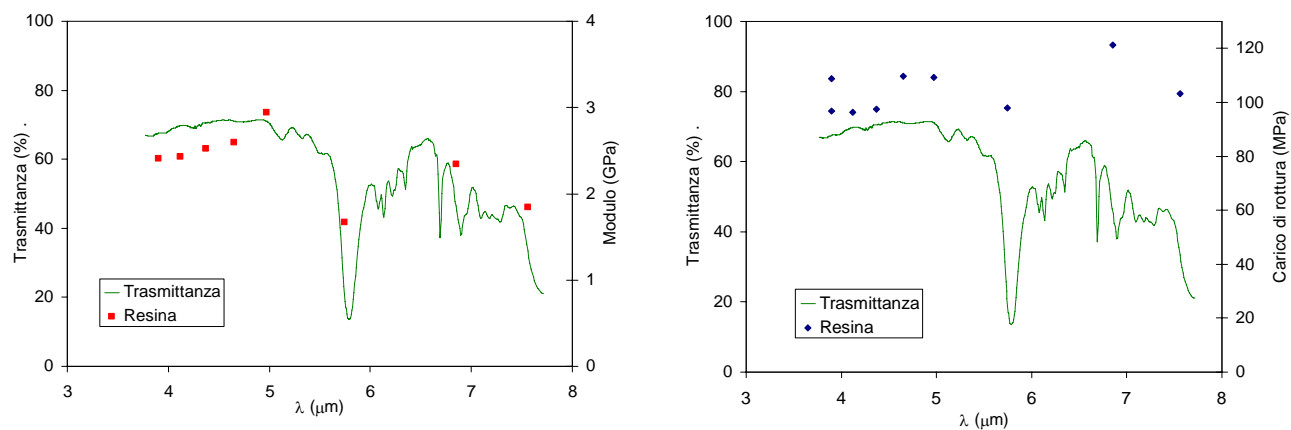


Figura V.6

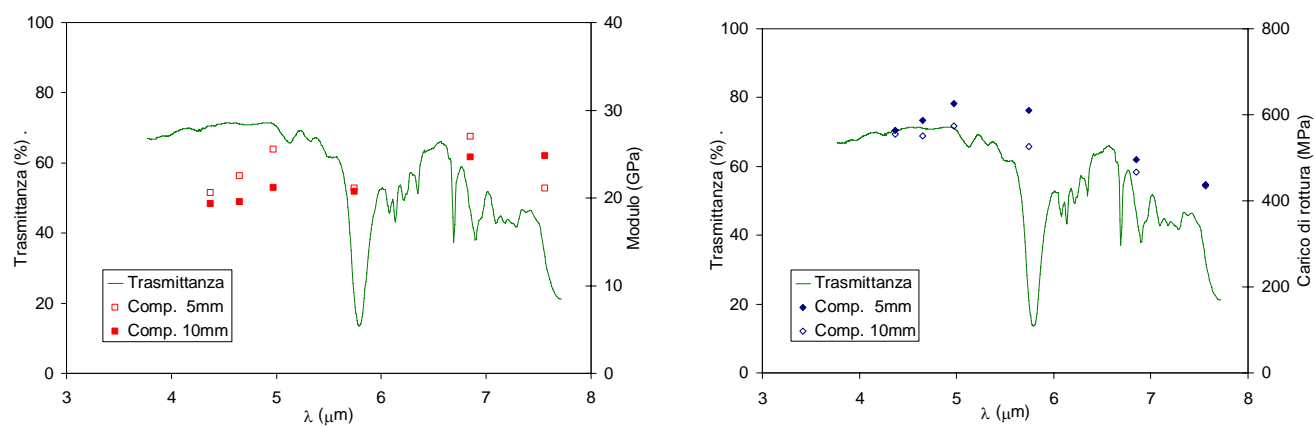


Figura V.7

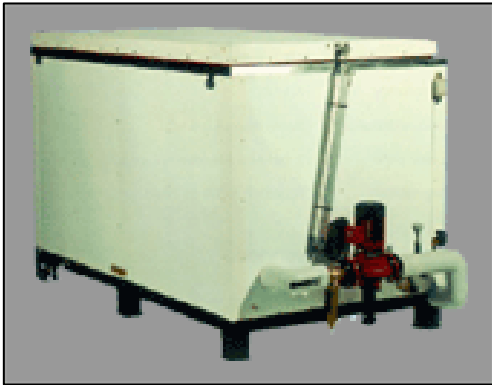
Capitolo 6

BURST TEST

SISTEMA PER LA QUALIFICAZIONE DI COMPONENTI TUBOLARI IN COMPOSITO

VI.1 CARATTERISTICHE DEL SISTEMA DI PROVA E QUALIFICAZIONE

Per testare la resistenza dei tubi in vetroresina sono state eseguite prove di scoppio. Tali test sono stati effettuati mediante una macchina di scoppio della *SCITEQ-HAMMEL* in grado di raggiungere una pressione massima di 500 bar. In Figura [VI.1] viene mostrata la macchina che consta di una unità di alimentazione e pompaggio (2 stazioni con pompe indipendenti) e una vasca a chiusura ermetica ove effettuare le prove di scoppio in immersione. Le due stazioni di prova che possono essere gestite manualmente o mediante PC attraverso il quale si può dirigere la prova e trattare le informazioni sul carico e la sua legge di variazione temporale.



**Vasca termostata 1,5x1,0x1,3 m
(LxBxH)**



**Compressore con due
stazioni di pompaggio**

Figura VI.1

CARATTERISTICHE SCITEQ-HAMMEL AIS 2602 P500

Caratteristiche funzionali:

- ☐ *Compattezza.*
- ☐ *Modularità.*
- ☐ *Interfacciabilità con sistema AE*

Caratteristiche Principali:

- ☐ *Max pressione 500 Bar (regolabile senza soluzione di continuità).*
- ☐ *N° 2 stazioni configurabili singolarmente.*
- ☐ *N° 4+4 campioni contemporaneamente.*
- ☐ *Temperatura di prova 0÷ 90°C.*
- ☐ *Test a lungo termine.*
- ☐ *Differenti tipologie di sollecitazioni (dipendenti dal portacampione)*
- ☐ *Gestione manuale e/o tramite PC.*
- ☐ *Possibilità di acquisizione dati prova*

Il sistema di pompaggio garantisce valori della pressione in esercizio entro i 500 bar, mentre un serbatoio permette la salita rapida fino a 80 bar; al di sopra di tale valore entrano in funzione le pompe. La vasca è costruita con criteri di resistenza idonei a garantire la tenuta stagna di una notevole massa d'acqua e delle sollecitazioni legate alla propagazione di onde d'urto nel mezzo liquido. Gli attuatori deputati all'apertura e chiusura del coperchio sono di tipo pneumatico, motivo per il quale la macchina necessita di una sorgente esterna di aria compressa. L'impianto è collegata ad un termostato esterno che oltre a fornire la temperatura dell'acqua è in grado di termoregolarla (raffreddare e/o riscaldare). I provini dopo essere stati ancorati a dei porta-campioni in acciaio [Figura VI.2], vengono collegati alla macchina di scoppio tramite un tubo connettore che ne permette il riempimento. Considerando che nella zona sufficientemente lontana dai vincoli la pressione interna genera una sollecitazione radiale e una sollecitazione assiale, sono stati utilizzati portacampioni rappresentati in Figura VI.4.

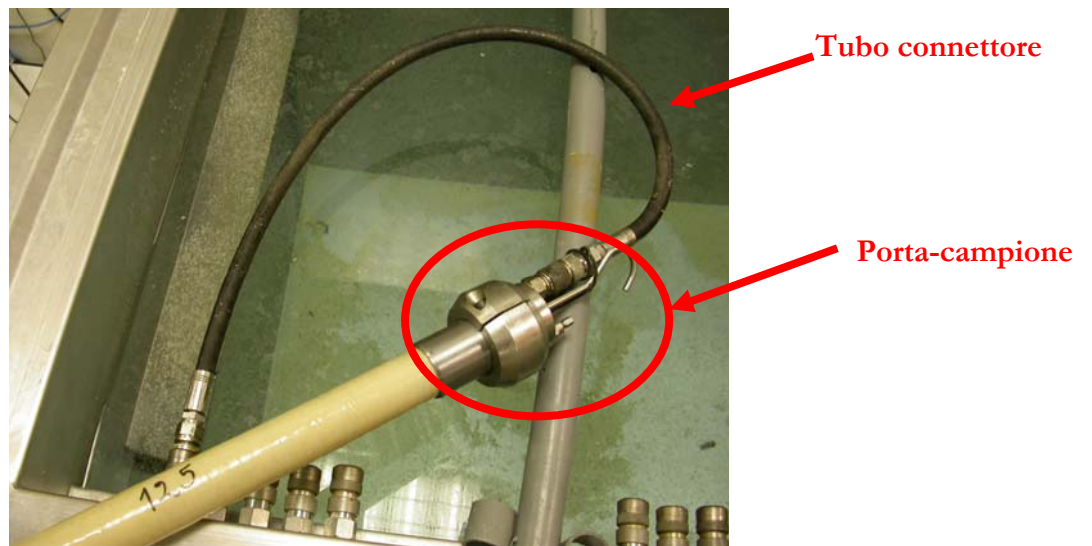


Figura VI.2

*Portacampioni ϕ 200 mm
(solo carico circonferenziale)*

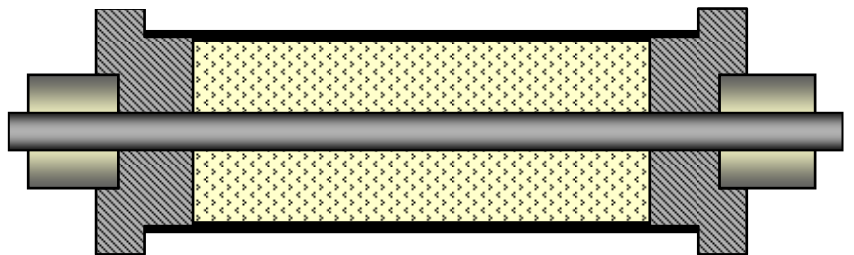


Figura VI.3

Portacampioni ϕ 50 mm:
(carico circonferenziale + assiale)

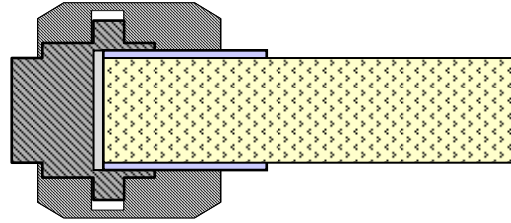
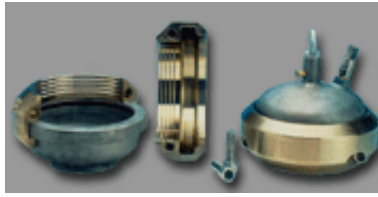


Figura VI.4

In Figura [VI.5] viene mostrato l' ambiente di prova della macchina di scoppio in cui viene impostata la massima pressione raggiungibile durante la prova e oltre la quale i compressori cessano di pressurizzare il sistema. Ciò implica che l' impianto rimane in condizioni stazionarie alla pressione impostata. Per le prove effettuate si è impostati una pressione massima di $p=450$ bar e non la pressione massima raggiungibile dal sistema ($p=500$ bar) in modo da effettuare prove in condizioni di sicurezza. .e lo storico del diagramma di pressione di una prova.

Stazione 2 Pressione : 0,18 [bar] Max : 212,35 [bar], S11 version = 02/09/2002

Par. Principali	Descrizione	Valori attuali	Nuovi val.
Testnumero		200	200
Tempo avvio test		12/10/2004 13:36	
Tempo stop test		12/10/2004 13:37	
Tempo tot. Test		0.10 [ore]	0.10 [ore]
Tempo prova att.		0.01 [ore]	
Tempo test O.K.		0.00 [ore]	
Tempo Test Rim		0.10 [ore]	
Numero moduli dir.		0	0
Head leak rate		1	1
Imposta Pres		450,00 [bar]	450,00 [bar]
Lim. Allarme		9,00 [bar]	9,00 [bar]
Isteresi		4,50 [bar]	4,50 [bar]

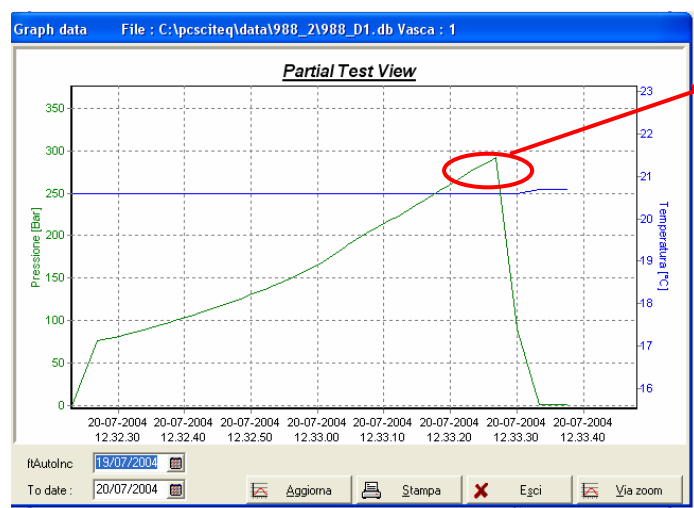
Scoppio	Vasca	Reservoir	Ciente	Misc.	Commenti
Rise time		120 [s]		120 [s]	
Burst pressure		500,00 [bar]		500,00 [bar]	
Tempo scoppio att		4 [s]			
Press scoppio attuale		47,60 [bar]			

Buttons: Esce, Itrasn / Salva, Mostra Dati, Riavvia, Start, Auto, Scoppio, Stop, Logfile

Pressione massima impostata

Figura VI.5

L'interfaccia con il PC permette oltre di poter gestire il sistema ma anche di visualizzare lo storico del diagramma di pressione di una prova [Figura VI.6]. La prima fase dell'andamento di pressione in funzione del tempo corrisponde alla fase di riempimento del tubo. Il tubo, dopo essere stato collegato alla macchina viene riempito a pressione costante $p=1\text{bar}$, in modo da permettere la fuoriuscita della aria in esso presente. Il sistema di tenuta è garantito da una valvola di sfiato posta sul tappo del tubo.



**Pressione di
rottura**

Figura VI.6

Il secondo tratto rappresenta la tenuta in pressione del tubo fino alla rottura e oltre la quale la pressione decade bruscamente fino ad annullarsi. Il picco della curva rappresenta nel caso di recipienti privi di liner interno la pressione in corrispondenza della quale si ha il trafilamento e quindi è indice della resistenza a prima rottura che da attribuirsi alla rottura della matrice. Nel caso di recipienti con liner interno, il picco della curva rappresenta la massima pressione del tubo in corrispondenza di cui avviene il cedimento catastrofico. La rottura in tal caso è da attribuirsi alle fibre o alla delaminazione nella interfaccia fibra-matrice. Il tipo di danno è correlato al tipo di lay-up della struttura.

VI.2 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A PRIMA ROTTURA

Per il calcolo delle resistenze a prima rottura sono stati considerati tubi privi di liner interno a singola orientazione (con θ compreso nel range $20 \div 75^\circ$) e a doppia orientazione. Note le pressioni di rottura sono state calcolate le resistenze longitudinali e circonferenziali a rottura

[equazioni riportate in Figura III.2 e Figura III.3], considerando quale spessore dei differenti lay-up lo spessore normalizzato in funzione della quantità di fibre impiegate per la loro realizzazione. Dai risultati sperimentali si evince che nel caso di singola deposizione i tubi con orientazione $\pm 55^\circ$, a parità di spessore normalizzato cioè a parità di fibre deposte, presentano la maggiore resistenza a rottura, in accordo con quanto ottenuto dai calcoli di ottimizzazione in base ai criteri di resistenza. In tabella [VI.1] sono riportati i valori medi della resistenza a prima rottura ottenuti dalle diverse prove effettuate con tubi ottenuti mediante avvolgimento a singola e doppia orientazione, privi di liner interno e curati a temperatura ambiente [$T_a = 20^\circ \text{C}$].

Orientazione [°]	Resistenza a rottura [N/mm ²]
55°	131,63
90°/0°/90°	137,2

Tabella VI.2

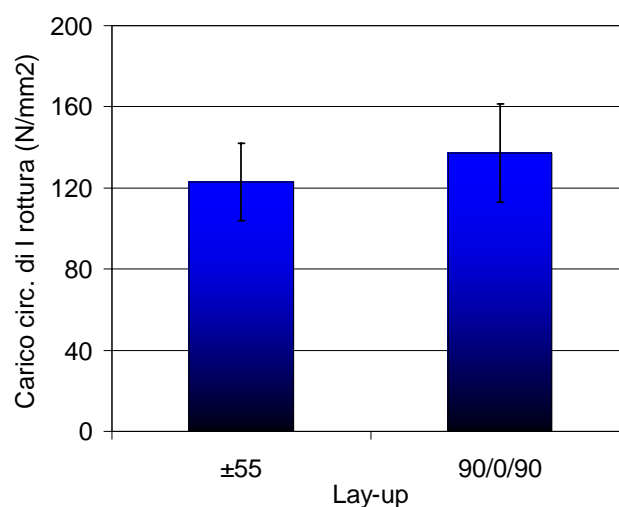


Figura VI.7

Dalla Figura VI.8 è possibile notare l'inizio del meccanismo di whitening di un tubo con $\theta = \pm 55^\circ$, caratterizzato da rotture della matrice diffuse lungo tutta la superficie ed inclusioni in essa di bolle d'aria e di acqua.

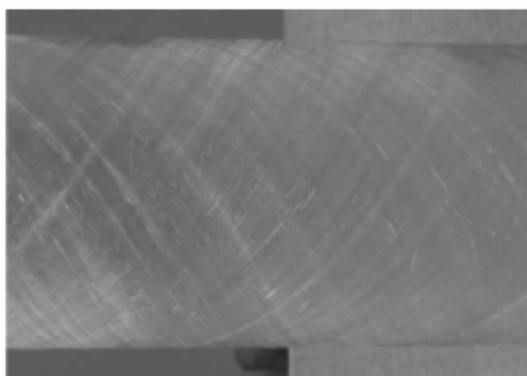


Figura V.I8

VI.3 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A ROTTURA ULTIMA

Dalle prove di scoppio di tubi con liner interno è stato possibile determinare le pressioni massime di rottura e, quindi, le pressioni in corrispondenza delle quali si ha il collasso catastrofico della struttura. Note le pressioni di rottura sono state calcolate le resistenze longitudinali e circonferenziali a rottura ultima. I risultati sperimentali anche in tal caso sembrano confermare i calcolo di ottimizzazione in base ai criteri di resistenza. I tubi ottenuti mediante singola deposizione con orientazione $\pm 55^\circ$, a parità di spessore normalizzato cioè a parità di fibre deposte, presentano la maggiore resistenza a rottura [Figura VI.9].

Orientazione [°]	Resistenza a rottura [N/mm ²]
20°	4,84
30°	18,58
45°	282
55°	384,1
75°	41,24

Tabella VI.2

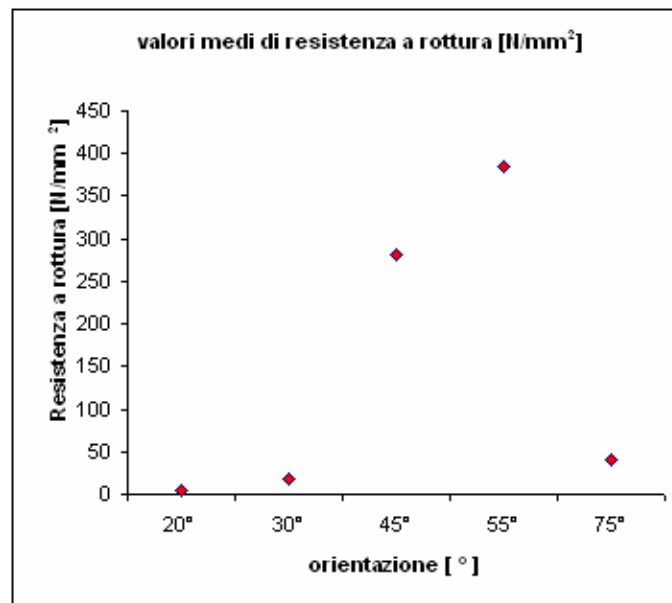


Figura VI.9

Al contrario, i dati sperimentali ottenuti non sembrano confermare i calcoli ottimizzati nel caso di tubi $\pm 55^\circ$ e $(90^\circ/0^\circ/90^\circ)$. I primi, infatti, presentano resistenze maggiori [Figura VI.10].

Orientazione [°]	Resistenza a rottura [N/mm²]
55°	384,1
(90°/0°/90°)	279,29

Tabella VI.3

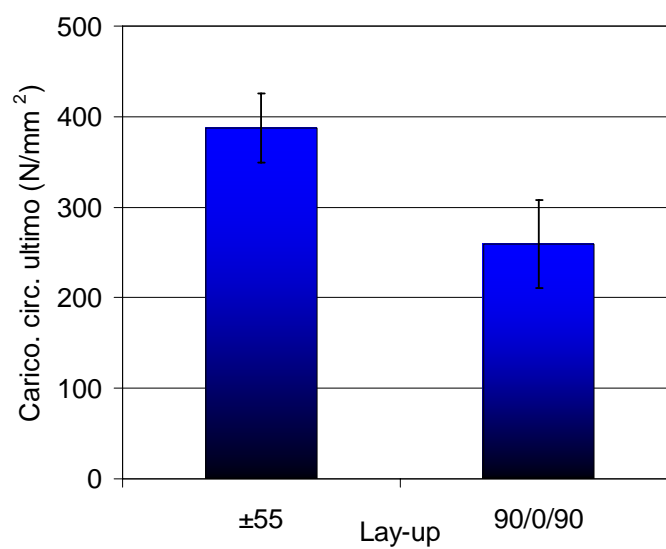
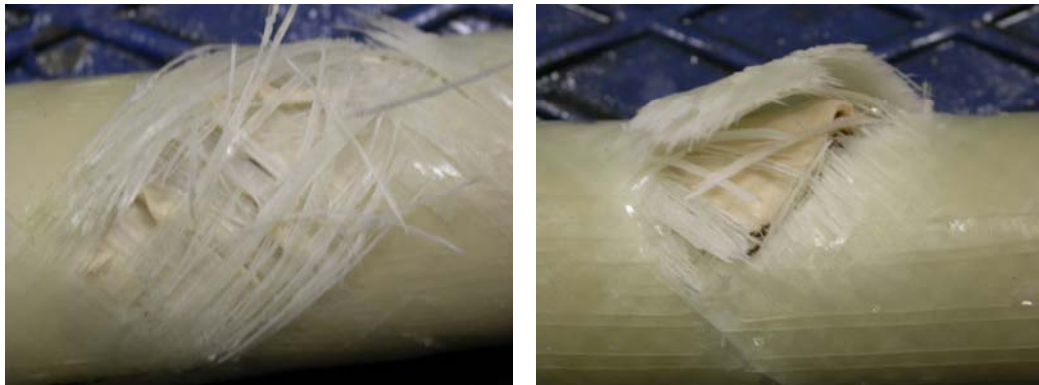


Figura VI.10

In Figura [VI.11] sono mostrate le tipiche rotture di tubi con liner interno dopo la prova di scoppio. Si nota che esistono analogie tra i livelli dei macro-danni dei tubi e i meccanismi di micro-danni dei compositi a matrice polimerica. Le macro-rotture sono sequenziali e avvengono in tre stadi successivi: whitening (debonding nell' interfaccia fibra/matrice e delaminazione), iniziazione del leakage e rottura finale. La superficie interessata alla rottura è più significativa per tubi con θ maggiore [Figura VI.12].

Rottura di tubi $\pm 55^\circ$



Rottura di tubi $\pm 20^\circ$



Rottura di tubi $\pm 45^\circ$



Rottura di tubi $90^\circ/0^\circ/90^\circ$



Figura VI.11

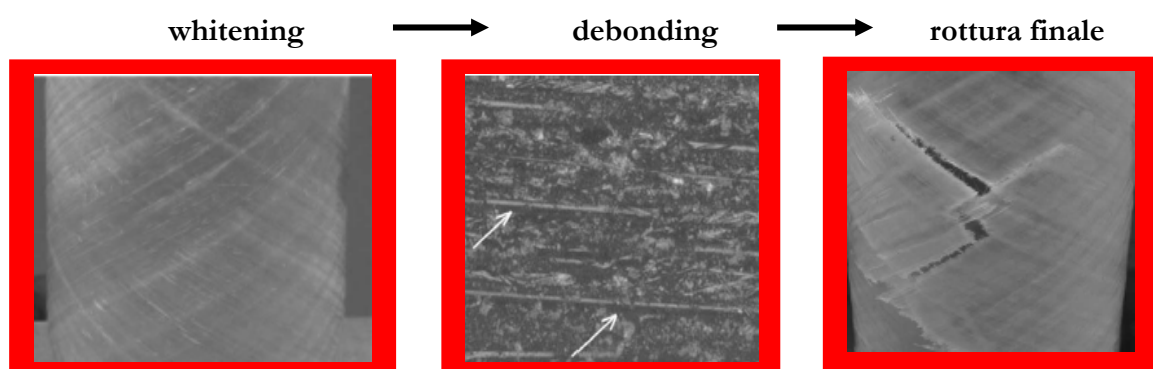


Figura VI.12

VI.4 RISULTATI PROVE MECCANICHE : RESISTENZA A LUNGO TERMINE

Dalle prove sperimentali è stato possibile valutare l' influenza della post-cura sulle caratteristiche di resistenza a rottura ultima e a prima rottura.. Sono state eseguite prove di scoppio a temperatura ambiente e in temperatura [$T=60^\circ\div 70^\circ$ C] di tubi sottoposti ad un ciclo di cura in un forno ad induzione a temperatura controllata e per 24 ore. Per quanto concerne la resistenza ultima a lungo termine, si evince dalla Figura VI.13 che il comportamento per le due configurazioni è essenzialmente simile, con degradazione del valore di resistenza massima in corrispondenza di cui si ha la rottura ultima.

Orientazione [°]	Resistenza ultima [N/mm ²]	Resistenza al creep [N/mm ²]
55°	387,2	368,98
90°/0°/90°	259,58	237,68

Tabella VI.4

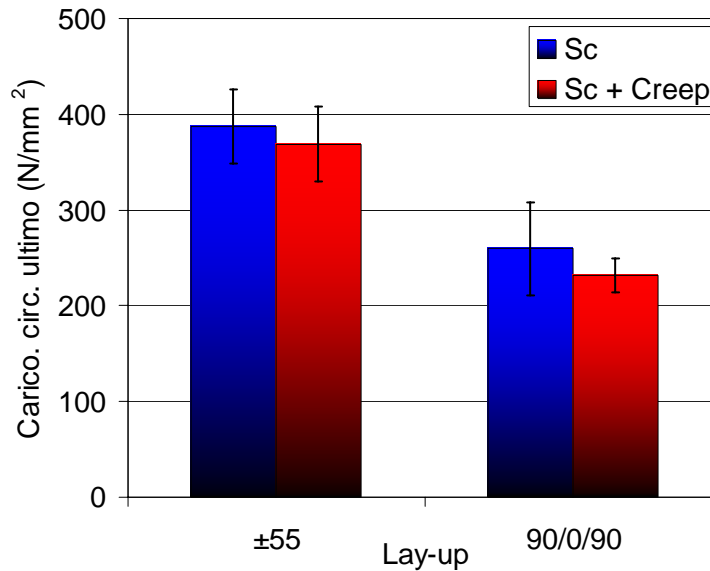


Figura VI.12

La post-cura invece migliora il comportamento a prima rottura per entrambi i lay-up [Figura VI.13]. Dai risultati sperimentali si evince che converrebbe un laminato 90°/0°/90°, che ha le fibre disposte in coincidenza delle direzioni di sollecitazione; questo minimizza gli effetti di creep a lungo termine, effetti che dipendono dalla viscoelasticità della resina e possono influenzare in modo sostanziale la durata delle strutture tubolari.

Orientazione [°]	Resistenza prima rottura T _a [N/mm ²]	Resistenza prima rottura T=70° [N/mm ²]
55°	123	174
90°/0°/90°	137,2	184

Tabella VI.5

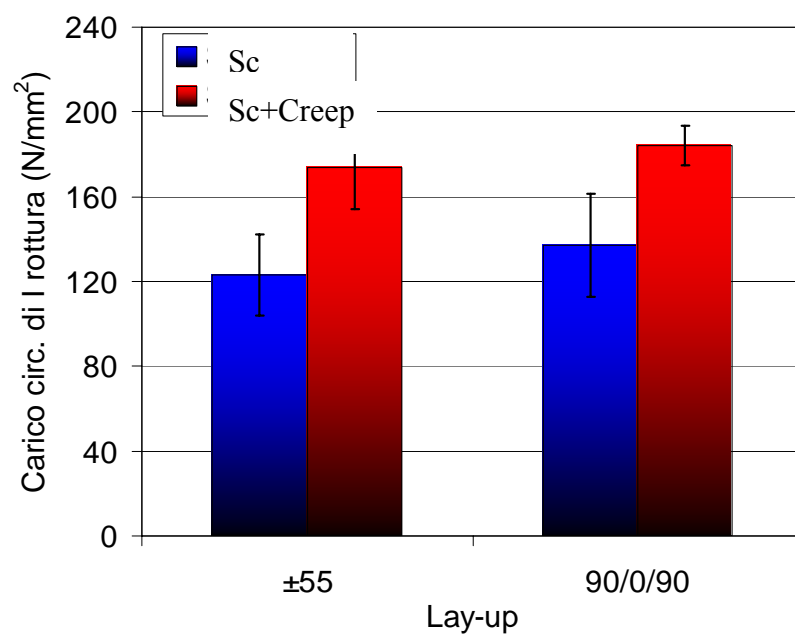


Figura VI.13

VI.5 DATI SPERIMENTALI OTTENUTI DALLE PROVE DI SCOPPIO

In tabella VI.6 sono presenti i calcoli delle resistenze longitudinali e circonferenziali, note le pressioni massime evinte dalle prove di scoppio dei provini testati con differente lay-up e differenti condizioni di prova (tipo di cura , prova di scoppio a Ta o in temperatura).

n°tubo	Orientazione	Spessore [mm]	Diametro [mm]	Pressione [N/mm²]	σ_a [N/mm²]	σ_c [N/mm²]
22	55-1strato	1	40	5,30	106,00	212,00
27	55-1strato	1	40	5,63	112,60	225,20
34	55-1strato	1	40	7,40	148,00	296,00
33	55-1strato	1	40	7,43	148,60	297,20
35	55-1strato	1	40	6,60	132,00	264,00
39	55-1strato	1	40	7,13	142,60	285,20
21	55-2strati	2	40	16,53	165,30	330,60
26	55-2strati	2	40	16,03	160,30	320,60
31	55-2strati	2	40	17,24	172,40	344,80
37	55-2strati	2	40	18,29	182,90	365,80
51	55-2strati	2	40	23,67	236,70	473,40
20	55-3strati	3	40	22,41	149,40	298,80
29	55-3strati	3	40	24,91	166,07	332,13
32	55-3strati	3	40	26,00	173,33	346,67
36	55-3strati	3	40	22,23	148,20	296,40
23	90/0/90	1,5	40	7,00	62,22	124,44
30	90/0/90	1,5	40	11,97	106,40	212,80
25	90/0/90	1,5	40	12,68	112,71	225,42
28	90/0/90	1,5	40	10,90	96,89	193,78
38	90/0/90	1,5	40	8,90	79,11	158,22
44	(90/0/90) ₂	3	40	19,40	129,33	258,67
45	(90/0/90) ₂	3	40	22,00	146,67	293,33
46	(90/0/90) ₂	3	40	21,00	140,00	280,00
63	55-1strato Silicone	1	40	17,40	348,00	696,00
60	55-1strato Silicone	1	40	20,10	402,00	804,00
64	90/0/90 Silicone	1,5	40	36,00	320,00	640,00
59	90/0/90 Silicone	1,5	40	25,90	230,22	460,44
67	55-1strato Silicone	1	40	8,20	164,00	328,00
50	55-3strati	3	40	20,52	136,80	273,60
52	55-3strati	3	40	41,40	276,00	552,00
55	(90/0/90) ₂	3	40	45,23	301,53	603,07
56	(90/0/90) ₂	3	40	19,52	130,13	260,27
43	75-2strati	2,2	40	1,94	8,02	16,03
41	75-2strati	2,2	40	2,32	9,59	19,17
42	75-2strati	2,2	40	2,60	10,74	21,49
40	75-3strati	3,3	40	50,00	91,83	183,65
48	75-3strati	3,3	40	23,70	43,53	87,05
58	55-1strato	1	40	20,20	404,00	808,00
57	55-2strati	2	40	45,00	450,00	900,00
56	55-3strati	3	40	44,82	298,80	597,60
54	(90/0/90) ₂	3	40	44,80	298,67	597,33
69	55-1strato Silicone	1	40	19,32	386,40	772,80
68	55-1strato Silicone	1	40	12,30	246,00	492,00
79	55-1strato Silicone	1	40	20,00	400,00	800,00

n°tubo	Orientazione	Spessore [mm]	Diametro [mm]	Pressione [N/mm ²]	σa [N/mm ²]	σc [N/mm ²]
78	90/0/90 Silicone	1,5	40	31,42	279,29	558,58
85	55-1strato	1	40	6,53	130,60	261,20
87	90/0/90	1,5	40	31,88	283,38	566,76
84	55-1strato	1	40	5,79	115,80	231,60
77	90/0/90	1,5	40	9,56	84,98	169,96
83	90/0/90	1,5	40	9,56	84,98	169,96
72	55-1strato	1	40	20,40	408,00	816,00
71	90/0/90	1,5	40	29,63	263,38	526,76
74	90/0/90	1,5	40	27,84	247,47	494,93
75	55-1strato Silicone	1	40	4,96	99,20	198,40
73	55-1strato Silicone	1	40	16,84	336,80	673,60
80	55-1strato Silicone	1	40	20,69	413,80	827,60
81	90/0/90 Silicone	1,5	40	30,85	274,22	548,44
76	90/0/90	1,5	40	4,76	42,31	84,62
70	55-1strato	1	40	4,61	92,20	184,40
88	75-2strati Silicone	2,2	40	9,98	41,24	82,48
89	55-2strati Silicone	2	40	29,25	292,50	585,00
90	20-2strati Silicone	3,3	40	2,64	4,84	9,68
91	30-2strati Silicone	2,46	40	5,62	18,58	37,17
92	45-1strato Silicone	1	40	14,10	282,00	564,00
93	45-2strati Silicone	2	40	32,67	326,70	653,40
94	45-3strati Silicone	3	40	31,80	212,00	424,00
86	90/0/90 Silicone	1,5	40	21,85	194,22	388,44
82	55-1strato Silicone	1	40	16,80	336,00	672,00
95	90/0/90 Silicone	1,5	40	17,34	154,13	308,27
96	55-1strato Silicone	1	40	21,09	421,80	843,60
103 post-curato	55-1strato Silicone	1	40	18,09	180,86	361,72
104 post-curato	55-1strato Silicone	1	40	17,38	173,79	347,58
105 post-curato	55-1strato Silicone	1	40	15,70	157,00	314,00
109 post curato	55-1strato Silicone	1	40	16,65	166,50	333,00
112	55-1strato Silicone	1	40	22,00	220,00	440,00
113 post curato	55-1strato Silicone	1	40	19,30	193,00	386,00
114 post curato	55-1strato Silicone	1	40	18,61	186,10	372,20
122 post curato	55-1strato Silicone	1	40	19,87	198,68	397,36

n°tubo	Orientazione	Spessore [mm]	Diametro [mm]	Pressione [N/mm ²]	σ_a [N/mm ²]	σ_c [N/mm ²]
106 post curato	90/0/90 Silicone	1,5	40	28,70	127,56	255,11
107 post curato	90/0/90 Silicone	1,5	40	28,00	124,44	248,89
115 post curato	90/0/90 Silicone	1,5	40	26,26	116,71	233,42
116 post curato	90/0/90 Silicone	1,5	40	24,00	106,67	213,33

Tabella VI.6

Capitolo 7

CARATTERIZZAZIONE DEI MECCANISMI DI DANNO DEI TUBI IN VETRORESINA MEDIANTE EMISSIONE ACUSTICA

VII.1 Emissione acustica di tubi in composito soggetti a pressione interna

I differenti meccanismi di danno che si innescano in un tubo in composito soggetto a pressione interna possono essere monitorati mediante l'analisi della risposta acustica che esibiscono durante il ciclo di carico pressurizzazione). I materiali compositi come tutti i solidi, se sottoposti ad un carico, rilasciano energia e la loro deformazione elastica dipende dalla capacità che hanno nella immagazzinarla. Se il materiale presenta difetti (presenza di bolle, delaminazioni, vuoti) l'innescio del danno avverrà probabilmente intorno ad essi in quanto più fortemente sollecitato. Un veloce moto di dislocazione conseguenza dell'azione del materiale è associato ad un rapido rilascio di energia elastica ed è quello che identifica un evento AE. L'analisi della forma d'onda in termini di velocità e quindi di legge di propagazione nei differenti lay-up [Figura VII.1] associata all'analisi parametrica delle onde di AE in termini di ampiezza, duration, energia, frequenza, è usata per lo studio della caratterizzazione dei compositi.

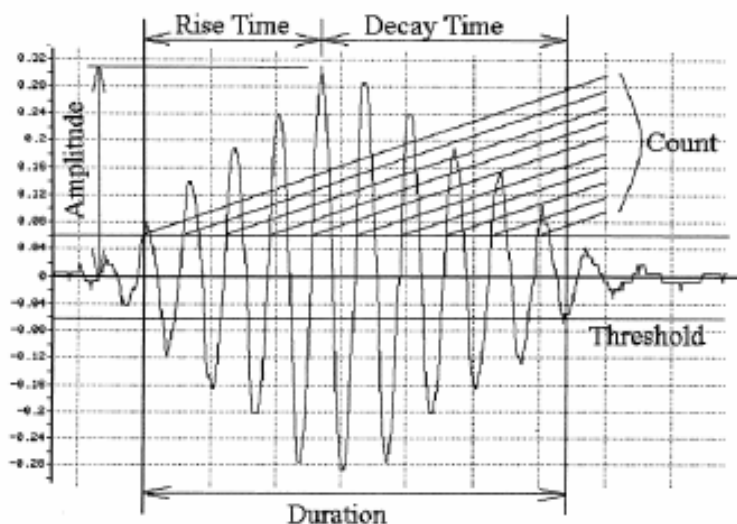


Fig. 1. A typical acoustic emission signal.

Arrival time (T) - tempo assoluto del primo oltrepasso di soglia
Ampiezza di picco (A)
Rise time (RT) - tempo di crescita (intervallo di tempo tra il primo superamento di soglia e l'ampiezza di picco)
Duration (D) - durata del segnale (intervallo di tempo tra il primo e l'ultimo oltrepasso di soglia)
Counts (CNTS) - numero di oltrepassi di soglia di una polarità
Energy (E) - energia: integrale del quadrato dell'ampiezza (o del valore assoluto) durante il tempo di durata del segnale
RMS (root mean square) - radice quadrata media del rumore di fondo continuo (prima del burst)

Figura VII.1

L'Emissione acustica è una tecnica non distruttiva in grado di monitorare *in-situ* lo sviluppo del danno nei materiali e la loro degradazione quando sono sottoposti ad un carico, sia esso statico o

dinamico. Ne discende che il maggior vantaggio dell'Emissione Acustica è che sotto continuo monitoraggio, gli eventi possono essere classificati in funzione della forma d'onda e della loro localizzazione nel materiale. Data la natura anisotropa dei materiali compositi, è difficile poter correlare il tipo di danno alle caratteristiche della forma d'onda che descrive il rilascio di energia elastica a causa di cambi microstrutturali nel materiale. I differenti tipi di danno che si manifestano nei materiali compositi (debonding, crack della matrice, delaminazione, rottura delle fibre) data la loro natura inomogenea ed anisotropa sono caratterizzati da emissioni acustiche di tipo "burst". I materiali compositi esibiscono una graduale accumulazione del danno alla rottura che inizia a causa delle inomogeneità presenti nella loro struttura e che comporta proprietà elastiche non omogenee. Variazioni della localizzazione e orientazione di microcracks che si manifestano e la complessità del processo di propagazione delle onde elastiche aumenta la variabilità dei segnali di emissione acustica e la loro relativa correlazione. L'analisi sperimentale per la caratterizzazione del tipo di danno nei compositi mediante Emissione Acustica deve avvalersi di un'infinità di analogie tra i parametri delle onde acustiche sotto condizioni di carico analoghe. Paragonando le caratteristiche dell'emissione acustica di semplici lay-up con quelli più complessi si riesce a discriminare tra microcracking della matrice, macrocracking accompagnati da debonding e delaminazione. La localizzazione degli eventi di emissione acustica attraverso la regione di frattura è indicativa della rottura locale delle fibre che accade vicino a regioni in cui si avrà la rottura catastrofica ed in corrispondenza di cui il carico aumenta a causa di sforzi di taglio che si innescano lungo le fibre. Le caratteristiche delle onde di emissione acustica prodotta da micro-rotture dipendono dalla composizione dei compositi, tanto che compositi simili ma con differente composizione della matrice esibiscono un comportamento differente alla rottura e quindi alla risposta acustica. Dall'analisi sperimentale è stato notato che i primi eventi della risposta acustica nei compositi accadono a livelli di carico/deformazioni lineari. Con la formazione di microcracks nella matrice la rigidità del composito diminuisce, di conseguenza la trasmissione dell'onda acustica nel composito cambia forma, si riduce in termini di velocità di propagazione mentre aumenta l'attenuazione del segnale. L'attività acustica nei compositi è caratterizzata da onde piane con lunghezza d'onda dell'ordine di 1-2 cm.[21]÷[27]

VII.2 SISTEMA ACQUISIZIONE ED ANALISI EMISSIONE ACUSTICA

Per l'analisi dell'emissione acustica è stato utilizzato un sistema AMSY4 a due canali della Vallen Systeme accoppiato ad un PC. Ciascun canale è connesso ad un preamplificatore attaccato al sensore. Gli eventi sono acquisiti dai sensori come segnali e preamplificati e

convertiti in segnali digitali da un convertitore A/D. In Figura VIII.2. è mostrato lo schema del processo di misurazione dell'AE dalla fase di accoppiamento fino al PC.

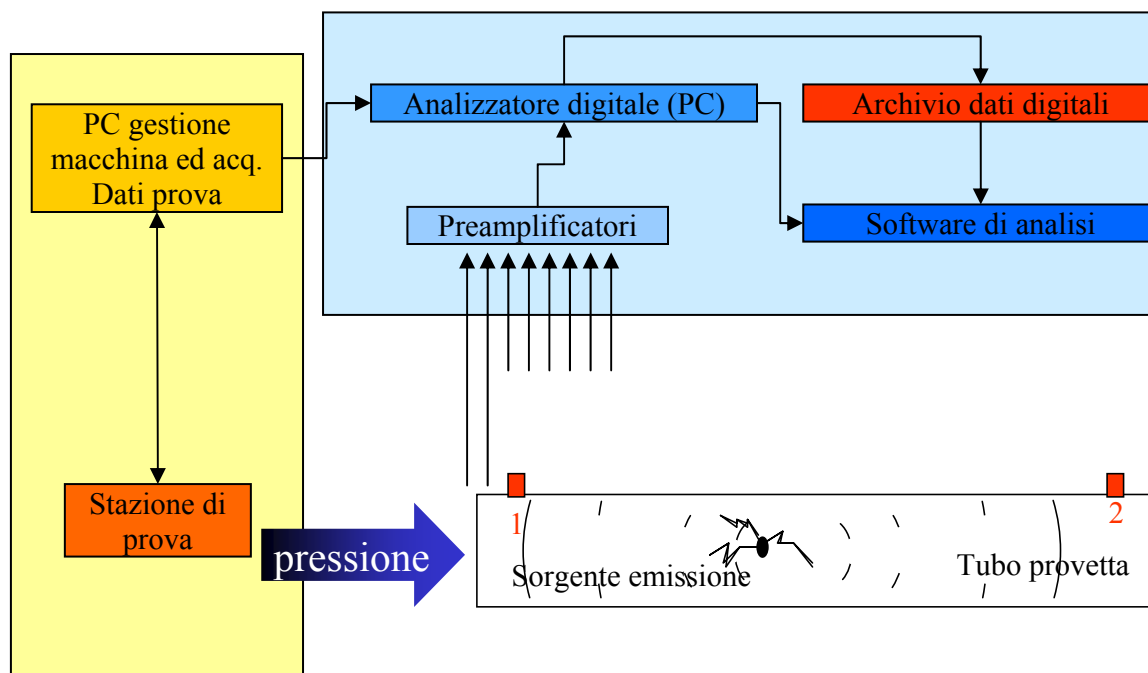


Figura VII.2

Per la conversione dell'onda meccanica in un segnale elettrico vengono utilizzati sensori di tipo piezoelettrico che sono quelli maggiormente appropriati per la tecnica AE. Essi sono robusti e più sensibili rispetto altri tipi di sensori (come i capacitivi, elettrodinamici o laser-ottici) [Figura VII.3].



Figura VII.2- Sensore AE con preamplificatore integrato

Per effettuare le prove di scoppiosi ha la necessità di operare in immersione, ciò comporta la necessità di proteggere tutte le parti metalliche esposte delle sonde che costituiscono organi di giunzione e contatto: in particolare l'aggancio al cavo di collegamento, onde evitare, ovviamente, infiltrazioni verso le parti in tensione. Questo è fatto attraverso l'applicazione di guaine impermeabili termorestringenti e di sigillante alle estremità.



Figura VII.3- Impermeabilizzazione delle sonde

Dell'agente accoppiante viene utilizzato per l'accoppiamento del sensore per minimizzare l'attenuazione e la dispersione del segnale nella fase di attraversamento dell'interfaccia tra il sensore e la superficie del corpo. Occorre evitare agenti corrosivi per il materiale specifico e tener conto della temperatura della prova. Solitamente si usa grasso siliconico (grasso dal quale è stata aspirata quasi totalmente l'aria), olio o colla. In tal caso, tuttavia, occorre prestare ancor più attenzione, perché talune colle infragiliscono e sono suscettibili di rotture estremamente rumorose. Spesso è opportuno impiegare mezzi elastici e difficilmente risonanti per il fissaggio delle sonde sulle superfici. Il segnale AE pre-amplificato viene trasmesso al sistema di acquisizione per mezzo di un cavo di segnale. Tale cavo può avere una lunghezza fino ad

alcune centinaia di metri. La sensibilità del sensore piezoelettrico può raggiungere valori al di sopra dei 1000 V/ μm . Uno spostamento di 0,1 pm genera 100 μV e può essere chiaramente distinto da un rumore elettrico.

VII.3 CORRELAZIONE TRA IL COMPORTAMENTO A ROTTURA E IL COMPORTAMENTO ACUSTICO DEI TUBI IN VETRORESINA DURANTE BURST TEST

L'analisi di trend effettuata tramite controllo AE fornisce gli elementi utili a collocare sulla scalata temporale (o del carico) gli eventi di danno rilevanti durante le prove di scoppio e che possono essere, al limite, proprio la prima rottura e quella finale. La vetroresina si comporta come un materiale “rumoroso” dato che il gran numero di eventi associati a rotture di matrice e alla propagazione delle delaminazioni tende a saturare i campionatori e a rendere difficile il riconoscimento di eventi maggiormente rilevanti. Occorre, peraltro, impostare una soglia di acquisizione sufficientemente alta (superiore ai 40dB e alle volte fino a 55dB) onde evitare di registrare echi e segnali di bassa intensità che si manifestano in caso di presenza di più sonde, elevati smorzamenti e fenomeni di riflessione nel materiale stesso. Combinando le informazioni ottenute in bibliografia con quelle ricavabili empiricamente dall'osservazione selettiva dei singoli modi di danno si è ottenuto uno schema di caratterizzazione del danno in funzione delle caratteristiche di durata, del tempo di picco, dell'ampiezza del segnale e della distribuzione (qualitativa) degli eventi.[28]-[29]

Tipo di danno	ED	RT	Distribuzione degli Eventi
Rotture di fibre	basso	basso	ben separati nella storia
Rotture di matrice	intermedio	non indicativo	molti e in aumento verso la rottura finale
Delaminazioni	alto	alto	pochi e distinti nella durata

Tabella VII.1- *classificazione qualitativa degli eventi in base ai parametri di durata (ED: Event Duration) e tempo di picco (RT: Rise Time)*

Ampiezza	Bassa (30 - 35/40 dB)	Media (35/40 – 80dB)	Alta (80 - 100dB)	
			(80-90/95dB)	(90/95 – 100dB)
Durata				
Bassa (<1ms)	Avvio delle rottture della matrice tra i piani di giacitura	Propagazione delle fratture della matrice		
Media (1-10ms)		Avvio della delaminazione	Propagazione delle fratture da delaminazioni lungo e fra i piani	Rottura di fibre singole o fasci
Alta (>10ms)				Propagazione violenta delle microfratture associata con ampie rottture da delaminazione

Tabella VII.2- *classificazione dei modi di rottura in base ai valori coperti dall'ampiezza e dalla durata dei segnali*

Nei diagrammi si possono filtrare i dati in modo da ottenere rappresentazioni selettive che indichino l'appartenenza ad una certa famiglia di eventi legati ai modi di danno. Ad esempio di seguito si mostra la distribuzione degli eventi associati al carico su scala temporale in base alla classificazione riportata sopra e assunta valida per la maggior parte dei casi affrontati: occorre infatti avere la disponibilità di acquisizione con soglie basse (20dB) per poter catturare anche gli inneschi delle cricche, fenomeno solitamente poco osservabile a causa della rapidità del suo svolgimento e della bassa energia rilasciata.

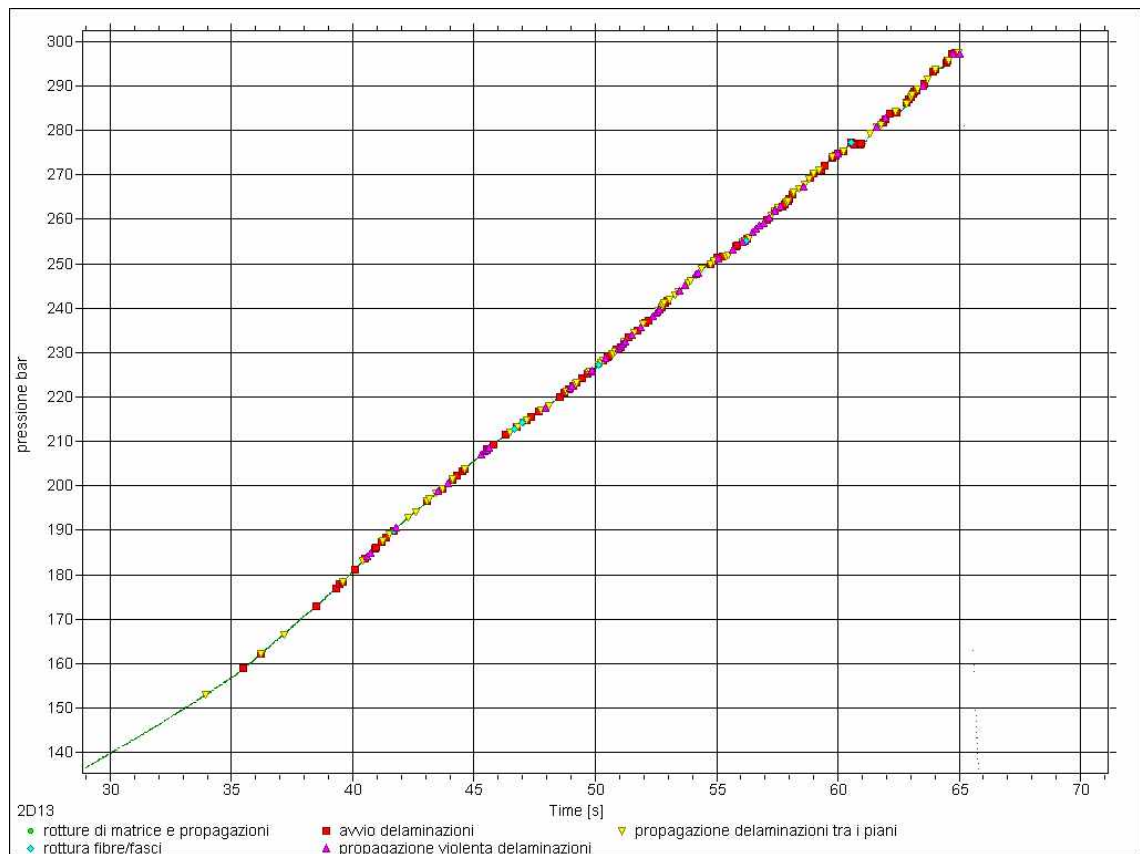


Figura VII.4- *attribuzione causale del tipo di danno ad ogni punto della funzione di carico in base all'analisi dei parametri di controllo*

All' inizio di ogni prova, l' immissione di fluido fino al raggiungimento dei 75 bar comporta una sollecitazione approssimativamente impulsiva, in quanto la pressione si eleva con il solo contributo del serbatoio in un tempo molto breve. L' effetto è quello di un insieme di eventi che coprono verticalmente ampie porzioni dell' intervallo delle ampiezze e sovente danno origine a tracce energetiche rilevanti.

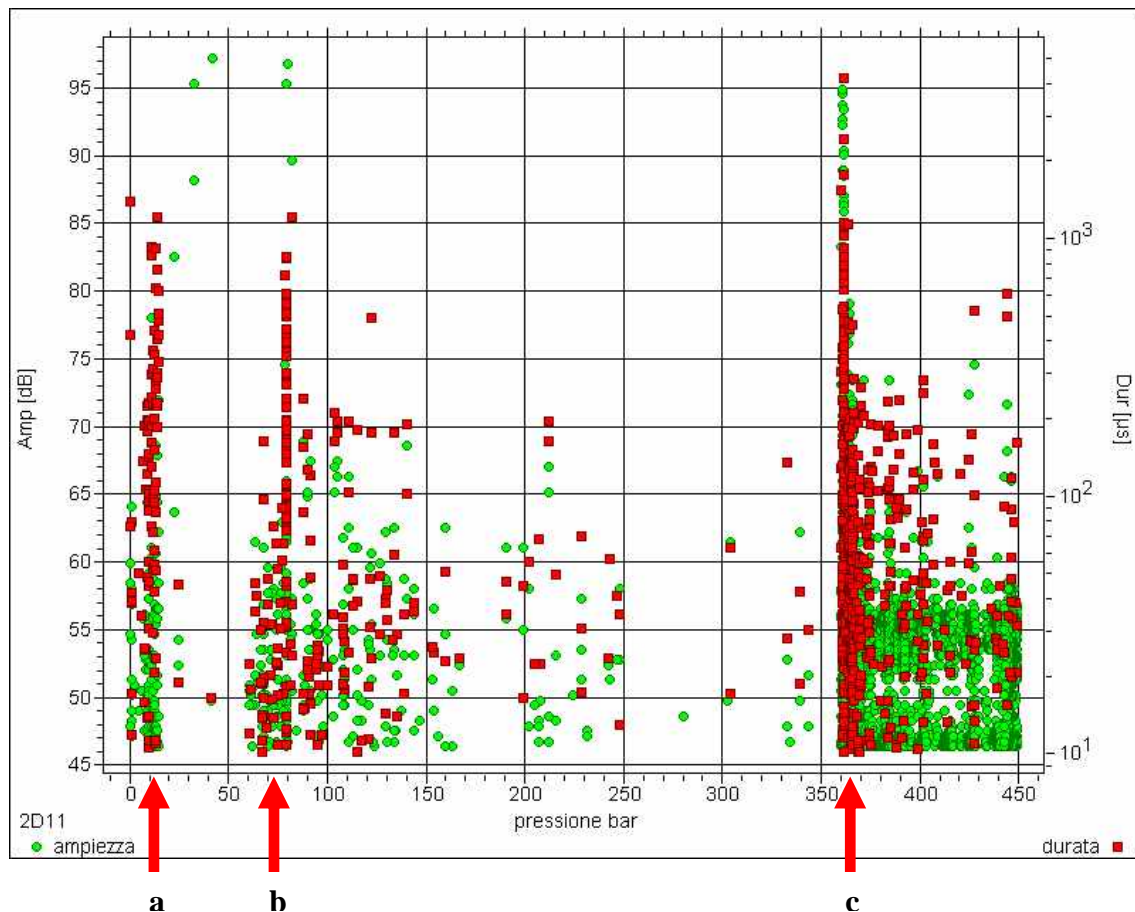


Figura VII.5- si evidenziano come “falsi segnali” l’avvio della prova (a) e l’attacco delle pompe (b): gli eventi in quegli intervalli non si riferiscono (non necessariamente, almeno) allo sviluppo di un danno nel materiale, bensì al rumore provocato dagli eventi esterni in questione. La conclusione della prova con la rottura del provino, invece, è ben riconoscibile (c).

Si osserva dalla Figura VII.5 che proprio il numero di eventi (*Hits*) è il parametro a prima vista più indicativo di quanto stia accadendo nel materiale. In un composito è pur vero che la resistenza residua non è collegata linearmente con il numero di eventi di rottura; infatti sapere quanti eventi sono stati rilevati non significa anche conoscerne automaticamente la natura. Le rotture di matrice, numerosissime in tutte le fasi di prova, hanno conseguenze di gran lunga meno gravi delle rotture di fibre o della propagazione delle delaminazioni. L’impiego di altri parametri quale l’ampiezza, la durata e soprattutto l’energia aiuta invece a classificare le fasi della prova e, talvolta, a riconoscere con buona probabilità i tipi di eventi. Il contenuto energetico del segnale fornisce informazioni sulla capacità del materiale di accettare ulteriore danneggiamento: infatti la crescita della curva cumulativa dell’energia di per se indica il danno già accumulato, mentre la variazione della sua pendenza è direttamente legata all’espressione dell’integrità strutturale. Il tipico andamento a concavità verso l’alto indica una progressione crescente di danno accumulato con intensificazione dei fenomeni e della loro numerosità verso la fase finale della prova: una rottura puramente fragile prevedrebbe una tangente alla curva a elevatissima pendenza, al

limite verticale: in tal caso il raggiungimento del limite ultimo porta a una forma di rottura catastrofica. Assai spesso si è invece osservato un comportamento diverso nella parte finale della prova: la pendenza diminuisce e al limite si annulla: è come se il materiale fosse sempre meno in grado di accettare ulteriore energia e dissiparla nelle rotture; tale regione ove il verso della concavità della curva si inverte è relativamente limitata e si estende immediatamente a ridosso del termine della prova. L'ampiezza di un evento ha un significato molto relativo nell'indagine su un materiale composito: infatti l'elevato assorbimento del materiale limita notevolmente la vita dell'evento (in termini di spazio di propagazione), limitandone la possibilità di rilevamento a un raggio dell'ordine della decina di centimetri. Per lo più l'ampiezza la si associa ad altri parametri, come la durata dell'evento o il tempo di picco, costruendo griglie con le quali si possono, idealmente, caratterizzare i modi di danno in maniera statistica. Il tempo di picco (*Rise Time*) è il parametro meno impiegato nelle applicazioni AE, essendo di meno immediata correlabilità con fenomeni fisici.

Dalle differenti prove effettuate e per i differenti lay-up sono stati considerati, a titolo di esempio, alcuni campioni le cui caratteristiche sono riportate nella tabella seguente:

Provino	Orientazione fibre	Liner elastico impermeabilizzante	
		sì	no
59	90°/0°/90°	X	
69	±55°	X	

Tabella VII.3

Di seguito sono riportati i diagrammi tipici di *Hits*, *Amplitude*, *Energy* (anche in forma cumulata), *Duration*, *Rise Time* per i due campioni considerati. Le Figure da VII.6 a VII.10 si riferiscono al tubo 59, le successive, dalla VII.11 alla VII.15, al tubo 69.

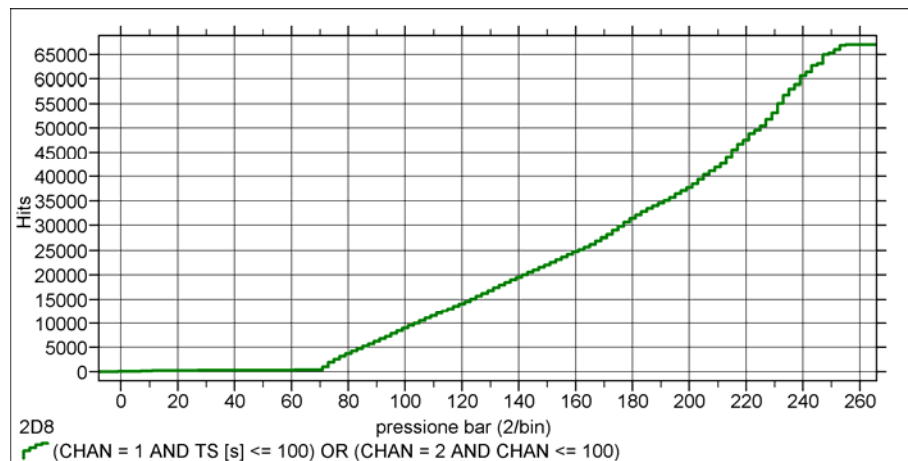


Figura VII.6- l'andamento degli hits presenta, nella parte finale, un flessio che prelude alla rottura ultima

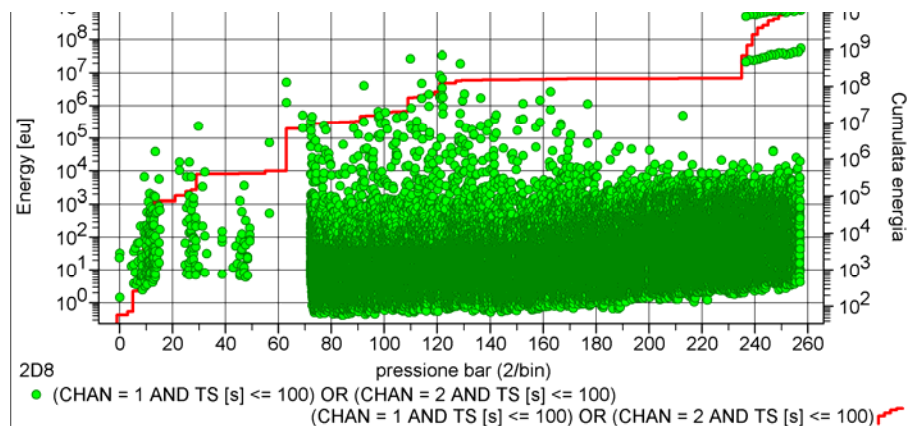


Figura VII.7- l'energia aumenta di molti ordini di grandezza, durante la prova, con una crescita più lenta della curva cumulata verso la fine della prova

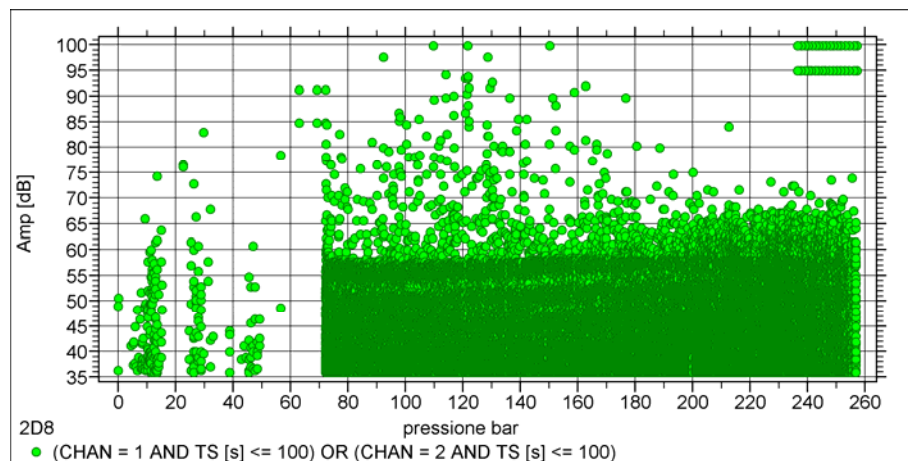


Figura VII.8- l'ampiezza è il parametro maggiormente caratterizzato dalla presenza di rumore e scarsa leggibilità.

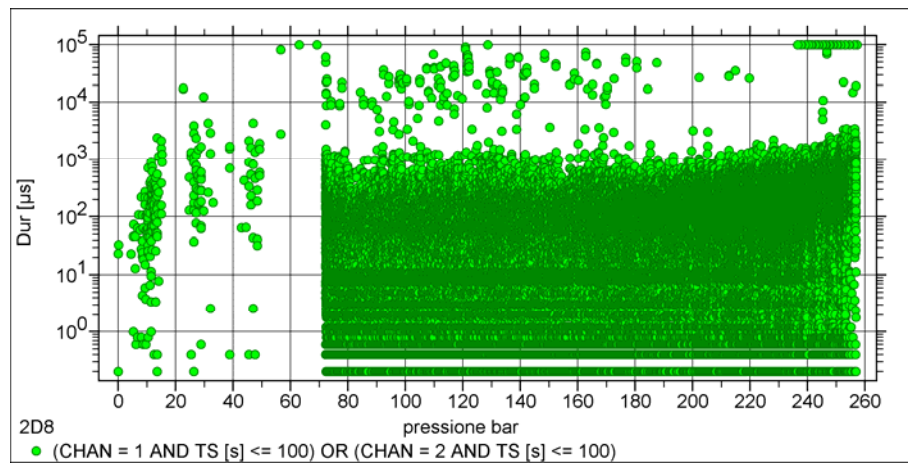


Figura VII.9- per avere una lettura plausibile della durata occorre impiegare la scala logaritmica: l'ordine di grandezza del parametro varia molto, con la rappresentazione spettrale si può trovare una chiave di lettura più

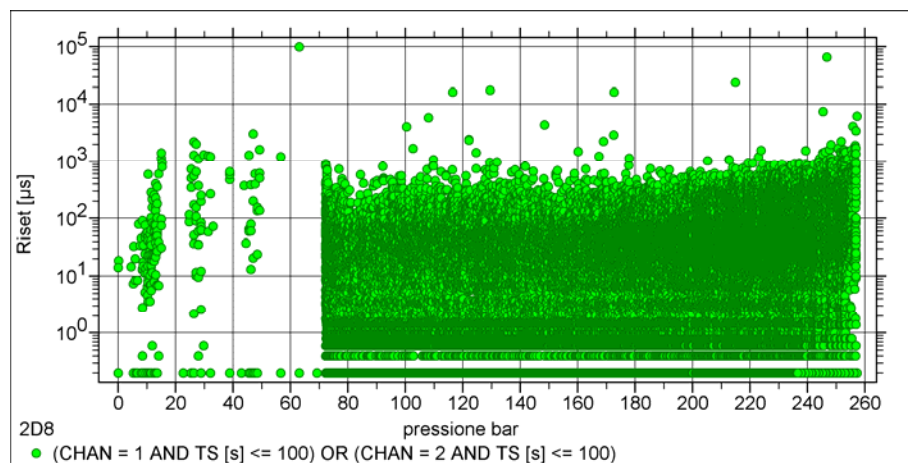


Figura VII.10- il tempo di picco non fornisce indicazioni se valutato da solo: tuttavia può servire conoscerne la distribuzione per associarlo ad altre grandezze.

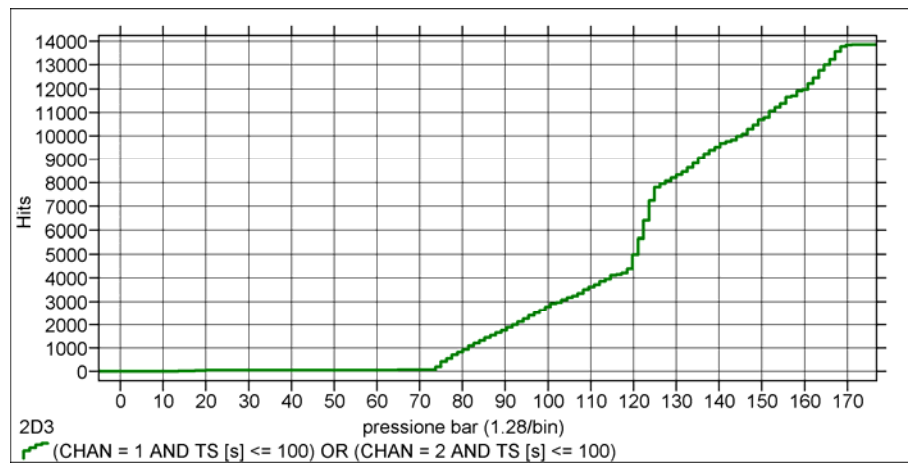


Figura VII.11- il minor spessore del tubo 69 comporta un numero di eventi consistentemente più basso (circa un quinto rispetto all'esempio precedente); inoltre la presenza di un probabile difetto pre-esistente causa una salita repentina degli eventi sopra i 120 bar.

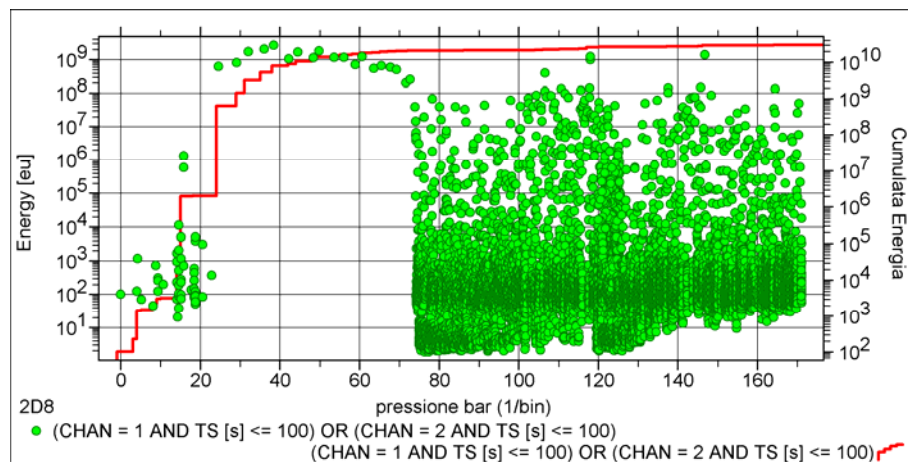


Figura VII.12- gli eventi in questo caso hanno un'energia mediamente più alta; l'analisi dello spettro delle ampiezze fornirà una caratterizzazione peculiare

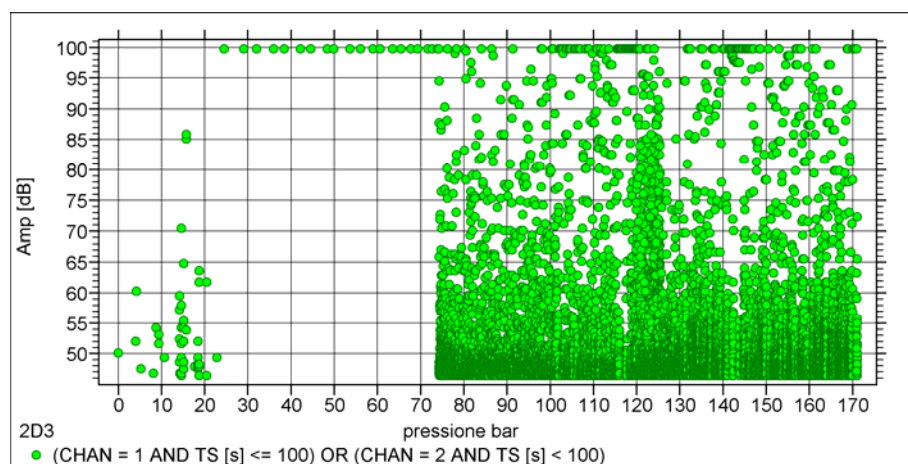


Figura VII.13- l'addensamento degli eventi è leggermente inferiore e lascia intravedere gruppi definiti

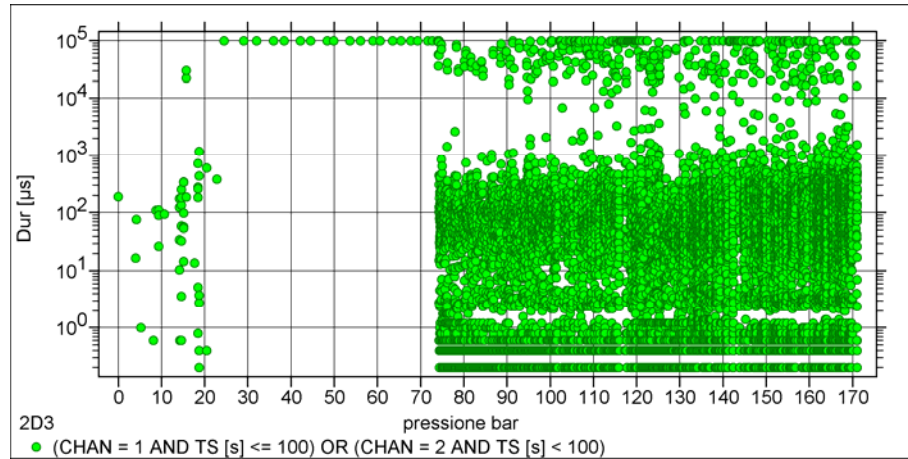


Figura VII.14- *la durata in questo caso non fornisce informazioni utili, e perdipiù ha molti eventi nel campo di saturazione*

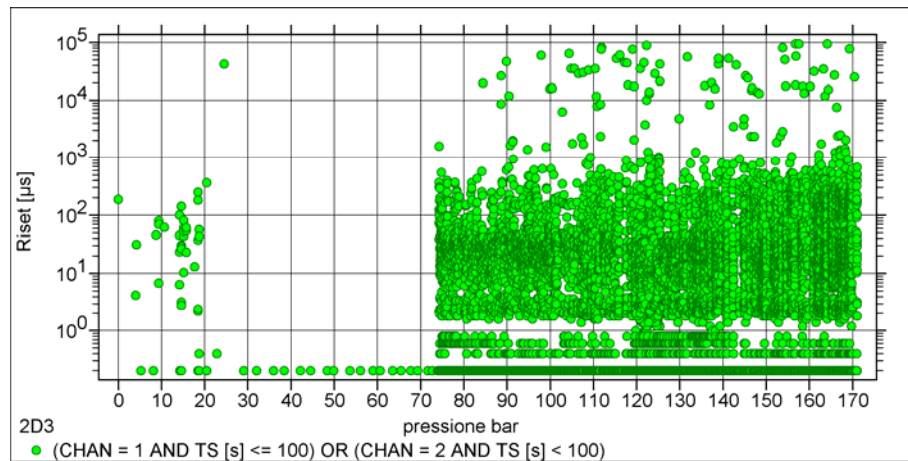


Figura VII.15- *nel grafico del tempo di salita si osservano valori nettamente più alti che nel caso precedente: come si vedrà, è uno degli indicatori di un differente modo di rottura*

Molto spesso, come si è visto, l'osservazione dei grafici così costituiti non è agevole, sebbene sia quella che di solito si realizza in tempo reale, e su scala temporale. Una rappresentazione efficace deve tener conto degli eventuali legami tra grandezze, da cui l'estrazione delle caratteristiche acustiche del materiale. Le figure dalla VII.16 alla VII.19 si riferiscono nuovamente al tubo 59, e le successive dalla VII.20 a VII.23 al tubo 69.

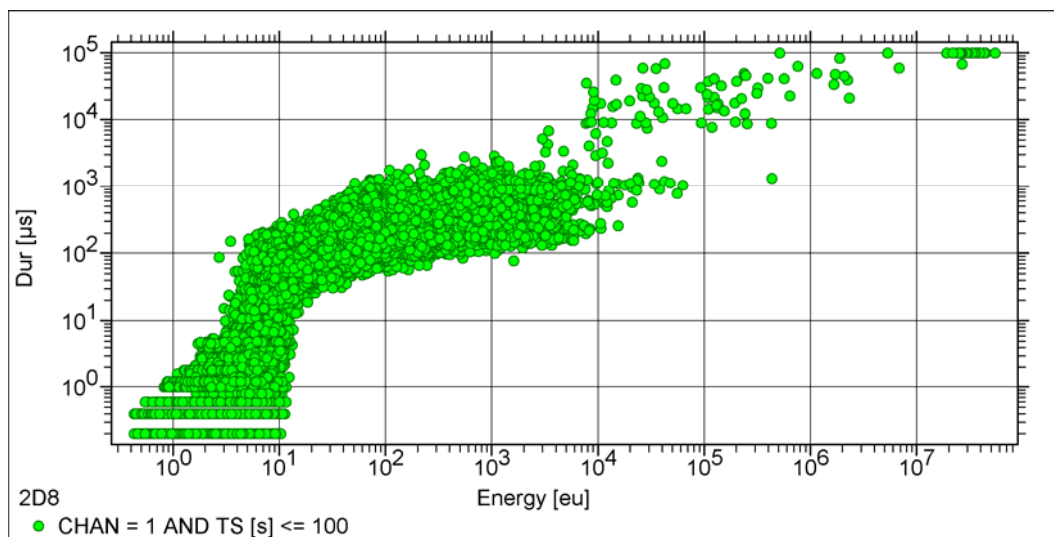


Figura VII.16- *relazione tra durata ed energia*

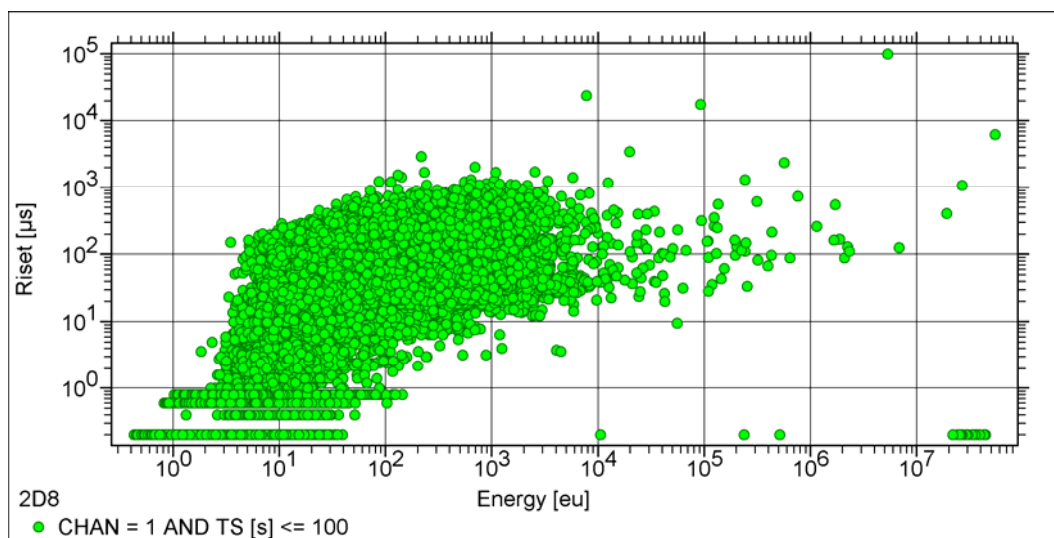


Figura VII.17- *relazione tra risetime ed energia*

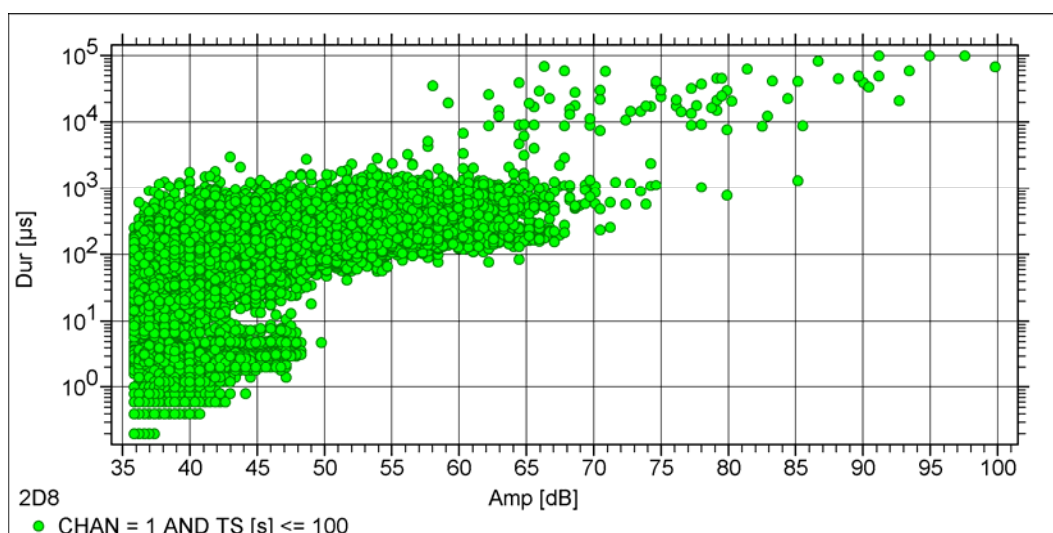


Figura VII.18- *il dominio delle durate sullo spazio delle ampiezze è uno dei principali strumenti di riconoscimento delle fenomenologie di danno*

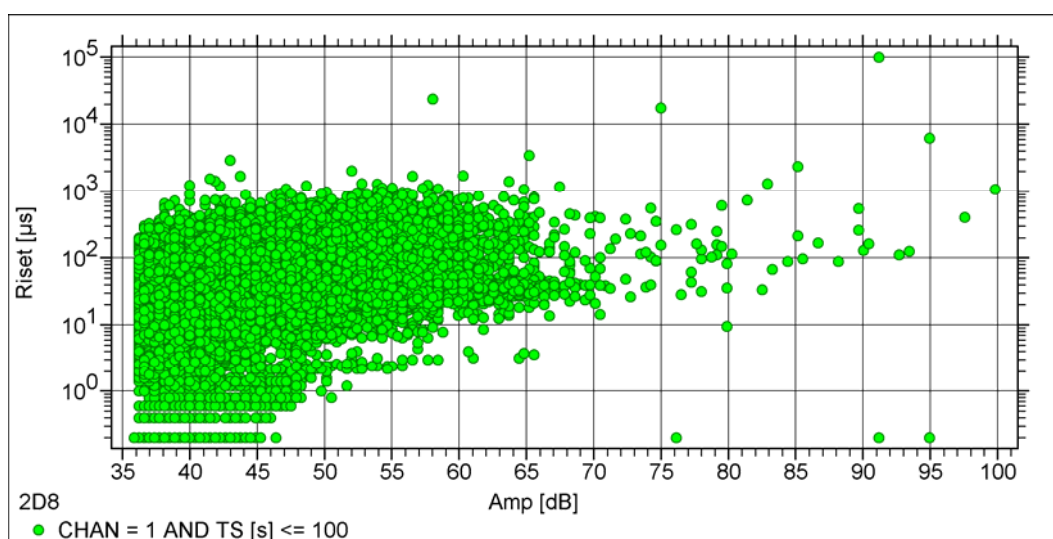


Figura VII.19- *individuazione degli eventi a diverso RT in base alla scala di ampiezza*

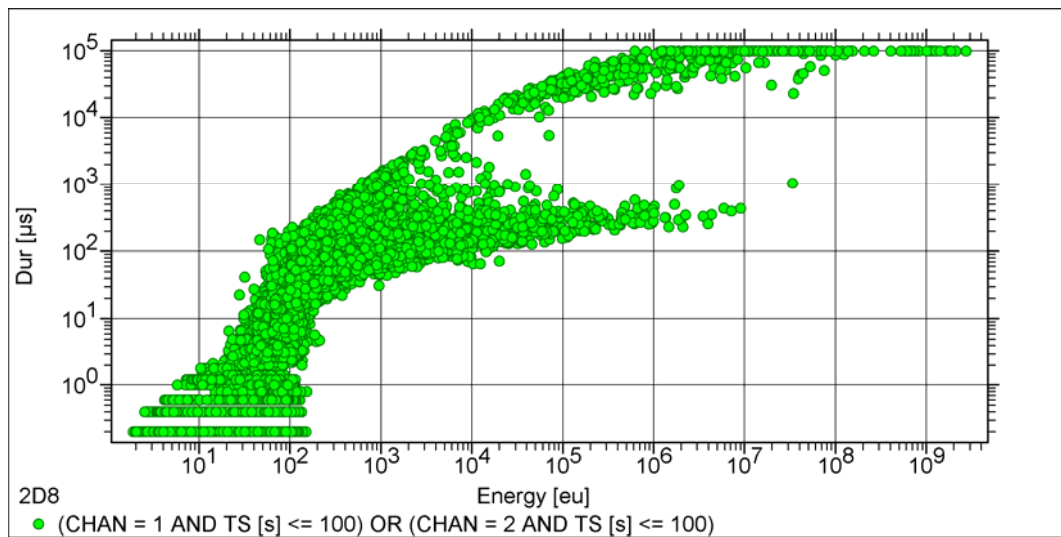


Figura VII.20- nel tubo 69 si notano due tipi di rottura, come è mostrato in tutti i diagrammi di correlazione; la distribuzione delle durate è molto netta e definita

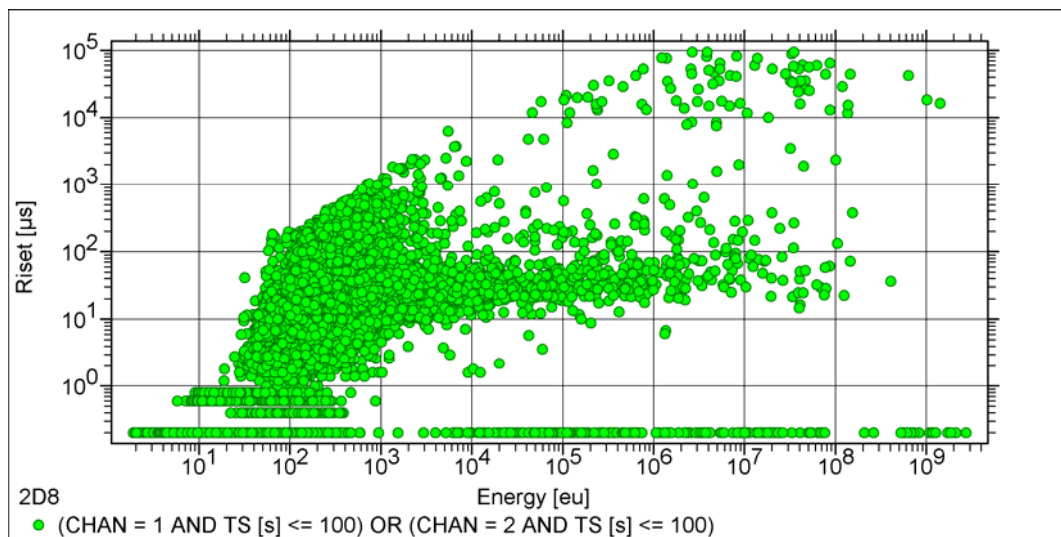


Figura VII.21- Il luogo dei punti a valore maggiore presenta una numerosità e un contenuto energetico che è attribuibile a delaminazione

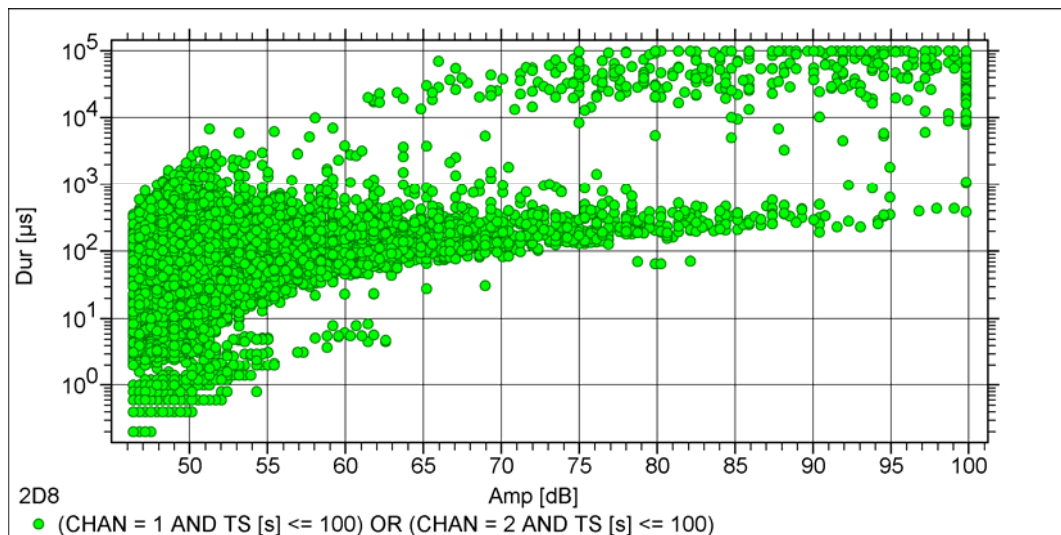


Figura VII.22- la parte alta del diagramma individua la fase critica della prova, ove il tipo di segnale rivela propagazioni violente delle fratture

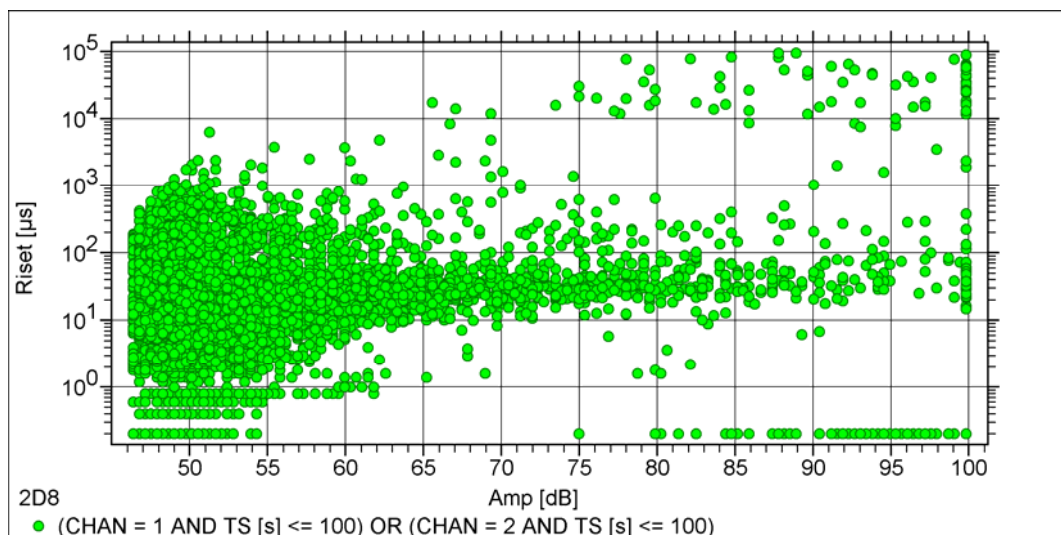


Figura VII.23- si osserva il doppio dominio definito dalle due grandezze di controllo; tuttavia non si può essere ancora certi dell'appartenenza a un modo di rottura piuttosto che ad un altro

Nell'analisi dinamica per la correlazione dei danni ai segnali di AE indotti in un tubo in composito sottoposto ad un carico di pressione interna non è possibile scindere il “cosa” dal “quando”.

L'osservazione nel tempo della distribuzione delle caratteristiche degli eventi, tuttavia, permette di ottenere una serie di curve di distribuzione (es: *hits vs. ampiezza*, *hits vs. energia*) parametrate per dati intervalli di carico. E' possibile ottenere uno spettro dei valori assunti dal parametro scelto sulla intera prova per valutare la sua variabilità e i parametri statistici della distribuzione (modo, frequenza, valori massimi e minimi) e separatamente, per ogni intervallo scelto, vedere quale sia la distribuzione della stessa grandezza in quella certa fase di prova. La variazione della curva così ottenuta è riconducibile alle dinamiche del materiale e permette di correlare un insieme di eventi in

un certo intervallo di carico o di tempo ai pattern di riconoscimento forniti dai diagrammi di correlazione tra parametri [Figura VII.16 ÷ Figura VII.23]. Di seguito vengono riportate la distribuzione di ampiezze e contenuti energetici degli eventi per il tubo 59 [Figura VII.14 -Figura VII.25] e il tubo 69 [Figura VII.26 -Figura VII.27].

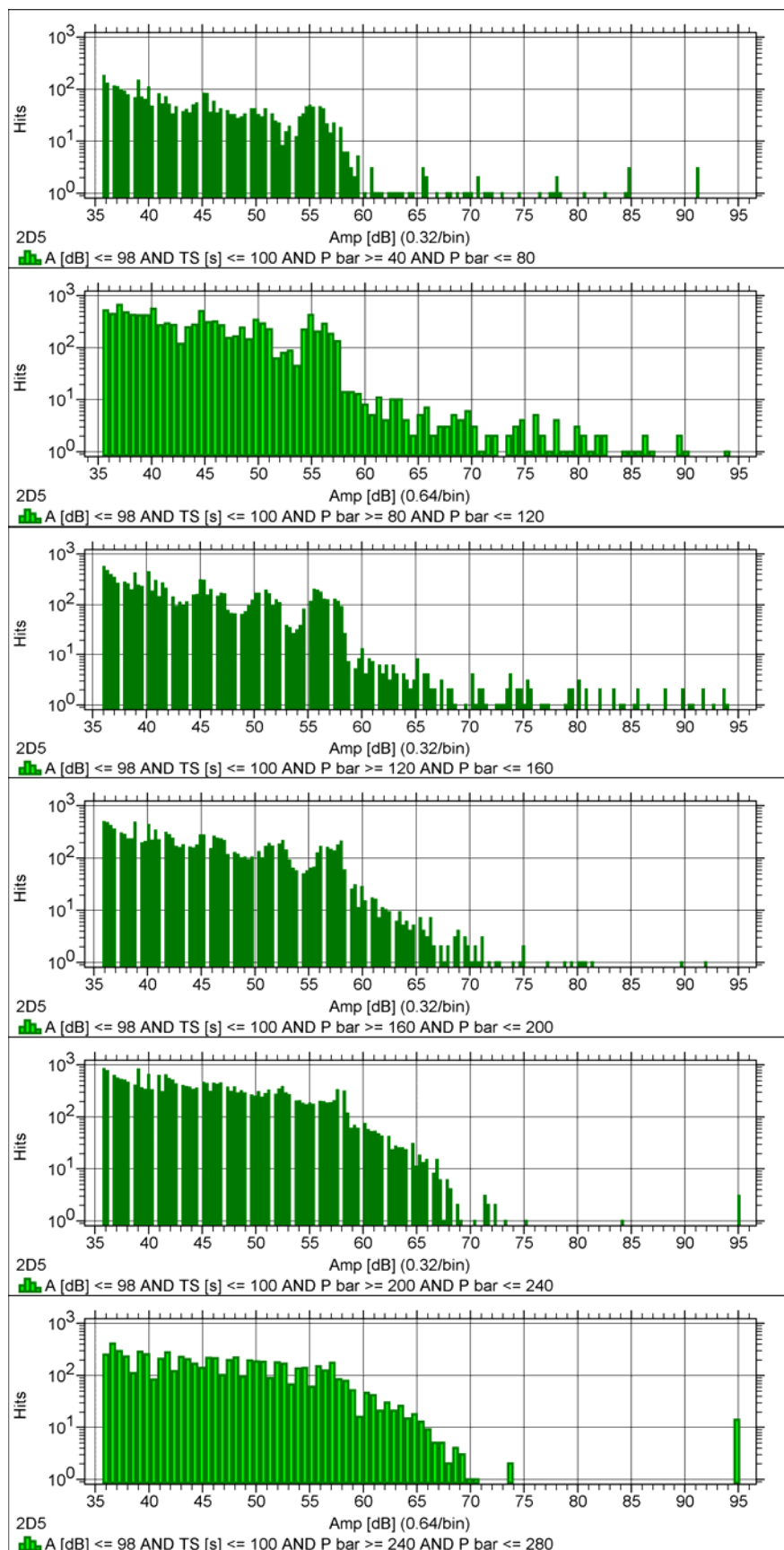


Figura VII.24- distribuzione delle ampiezze per successivi intervalli di carico

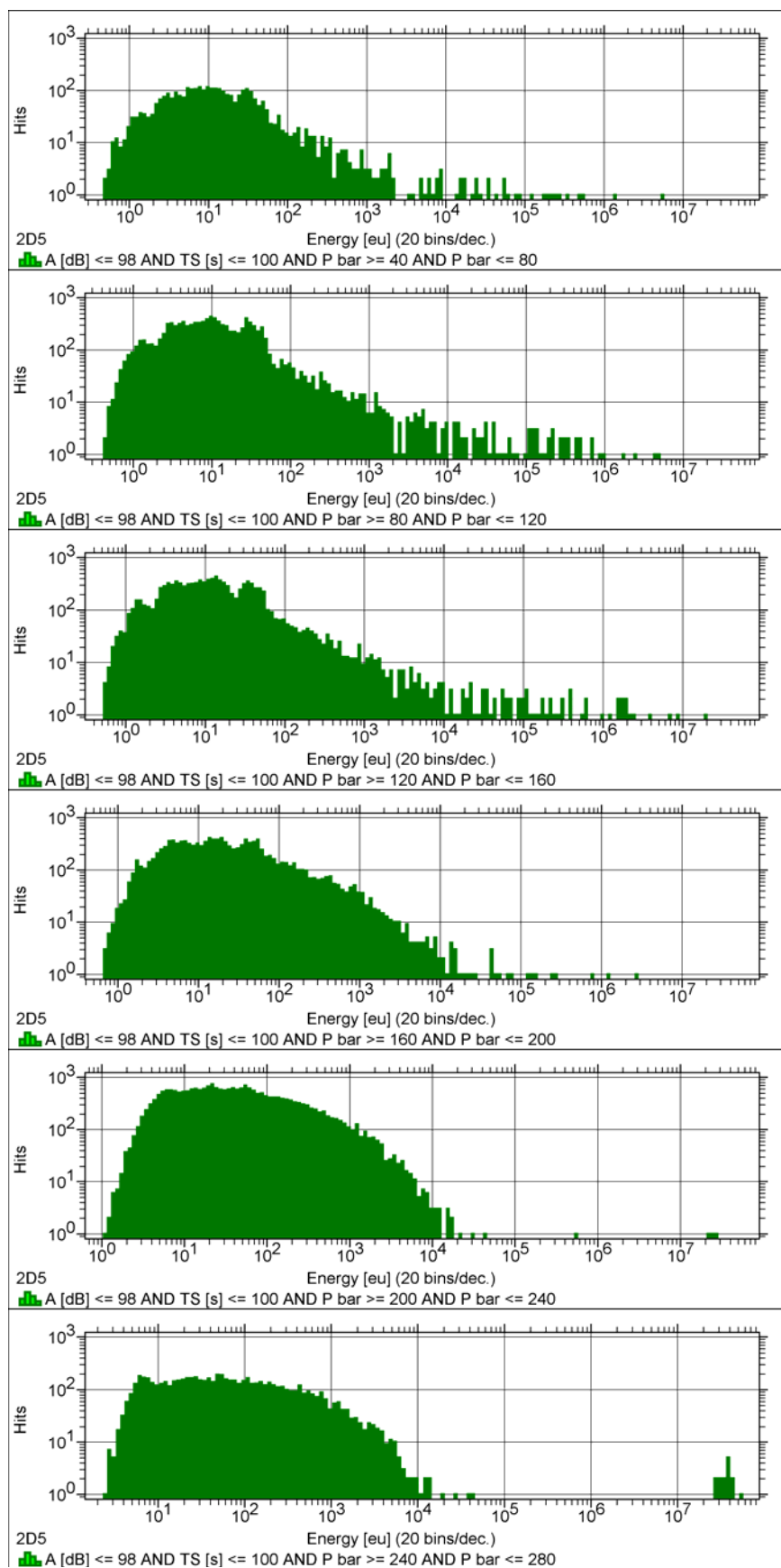


Figura VII.25- distribuzione dell'energia negli intervalli di carico definiti

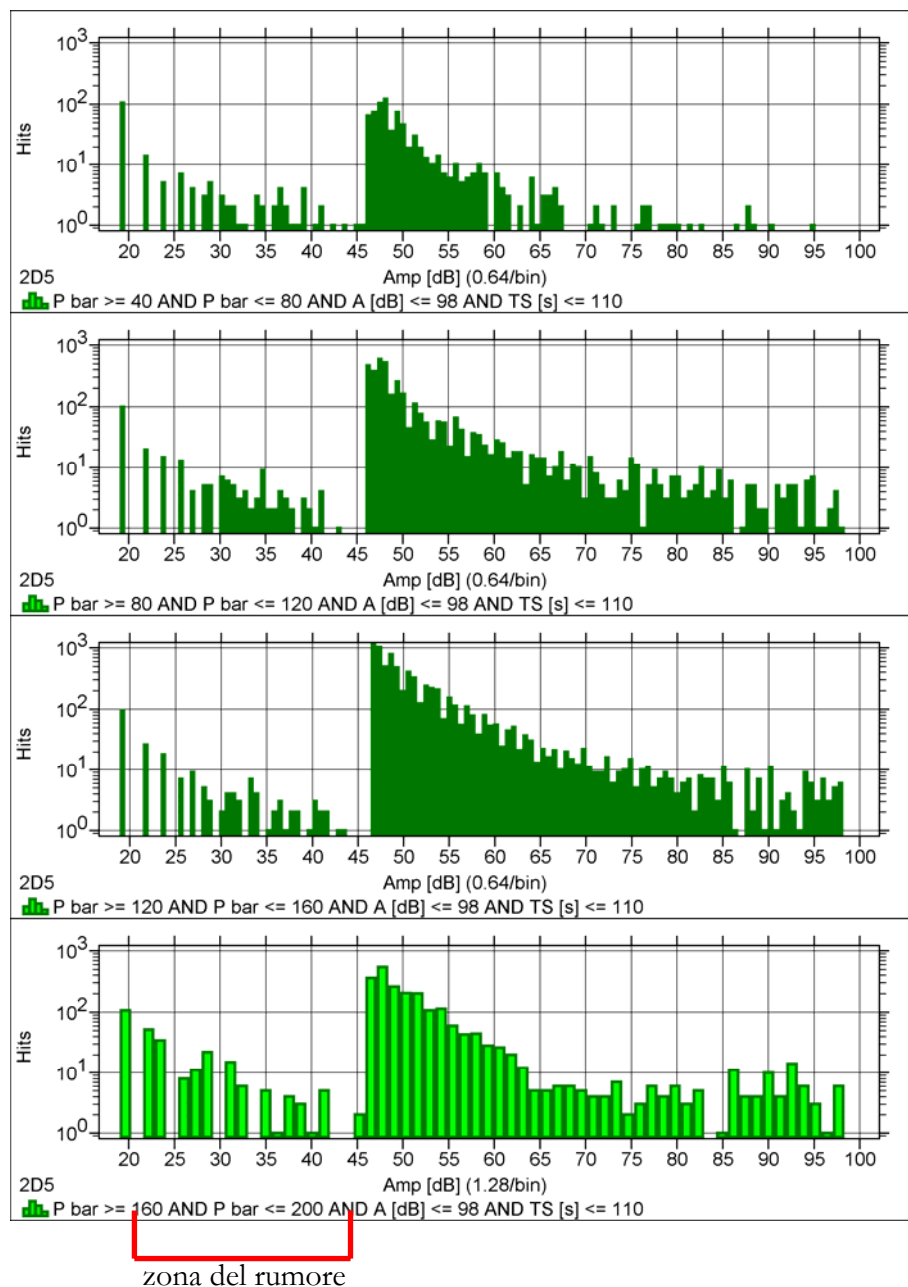


Figura VII.26- Distribuzione di ampiezze per un tubo con avvolgimento $\pm 55^\circ$. L'individuazione di zone rumorose serve per programmare i filtri di acquisizione e il guadagno degli amplificatori

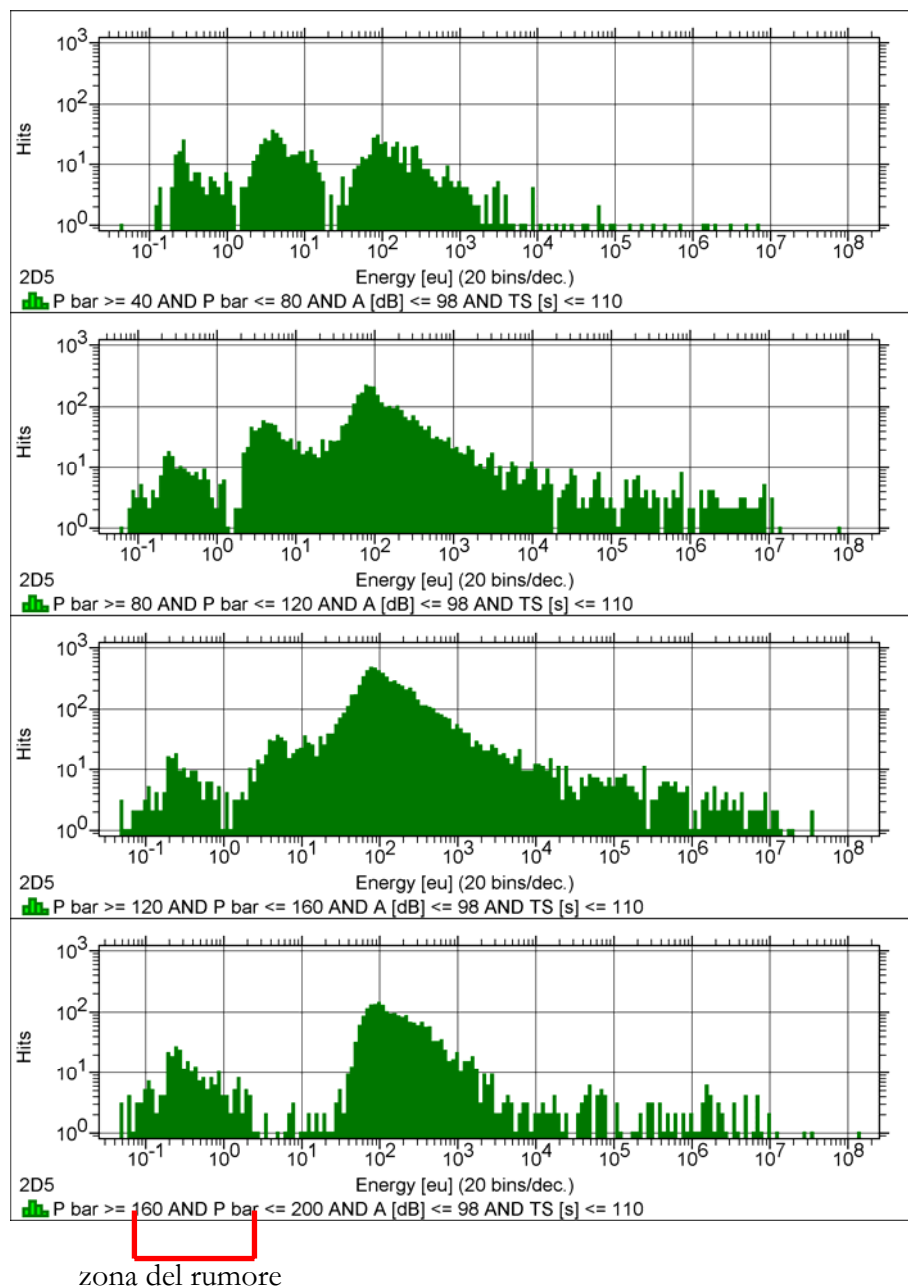


Figura VII.27- La distribuzione delle energie varia consistentemente, evidenziando l'insorgenza di fenomeni differenti

E' evidente, visivamente, quanto sia grande la differenza di comportamento tra un tubo costruito con avvolgimento $\pm 55^\circ$ e uno $90^\circ/0^\circ/90^\circ$. Questa evidenza apre la possibilità a un lavoro di caratterizzazione basato su esperimenti selettivi, che portino alla costituzione di un database per il riconoscimento dei danni; analogamente può essere caratterizzato un materiale in base alla propria traccia acustica, essendo questa legata solo alle sorgenti e dunque alla natura del materiale. Poiché, come si è detto, tale comportamento è ripetuto e del tutto analogo per tutti i campioni dello stesso tipo, si è dimostrato che la caratterizzazione di un materiale composito con l'emissione acustica è possibile.

VII.4 PROPAGAZIONE DELLE ONDE ACUSTICHE IN LAMINATI SOTTILI CFRP

Secondo la teoria della propagazione delle onde piane nei solidi, le onde di AE si propagano in differenti modi nelle strutture. L'analisi modale dell'attività acustica si basa sulla teoria dell'onda piana, ciò implica che le onde acustiche si propagano in laminati sottili in carboresina, essenzialmente due modi: estensionale e flessionale [Figura VII.28]. Il modo simmetrico si propaga nel piano della lamina mentre il modo antisimmetrico si propaga in un piano perpendicolare al piano della lamina. Le velocità di propagazione dei due modi possono essere calcolate mediante la teoria dell'onda piana. Il modo estensionale viaggia ad alte velocità ed è di tipo non dispersivo in natura, ciò significa che tutte le componenti viaggiano alla stessa velocità, a differenza del modo flessionale che viaggia a basse velocità ed è di tipo dispersivo. Ne discende che l'onda estensionale è sempre più veloce di quella flessionale e la velocità dell'onda estensionale è indipendente dalla frequenza dell'onda stessa. E' stato dimostrato come la componente estensionale della velocità di propagazione dell'onda acustica prodotta da un Pencil lead break è un' accurata misura della rigidità del composito. [31]-[32]

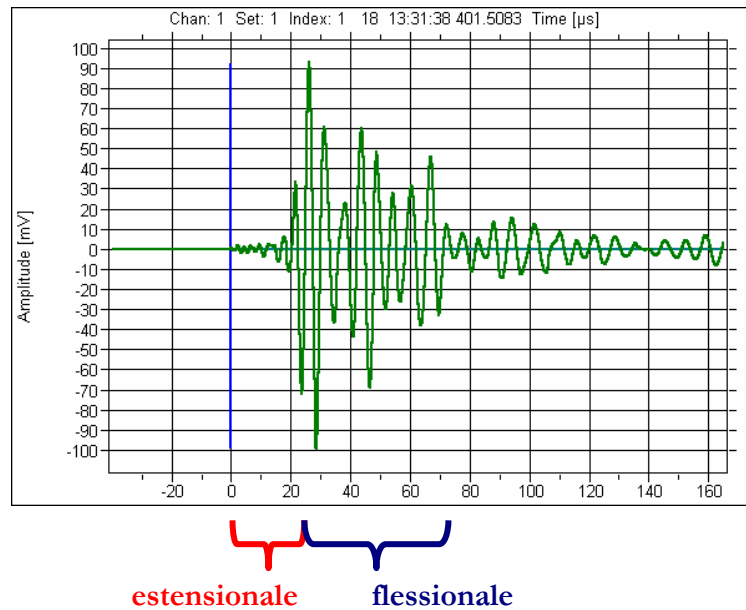


Figura VII.28- *Propagazione della velocità di un'onda acustica in una piastra unidirezionale con $\vartheta = 0^\circ$*

Data la geometria complessa delle strutture tubolari, l'attività sperimentale è stata basata sulla determinazione delle caratteristiche meccaniche (modulo elastico E) di piastre in carboresina BMS 8-276 prodotti da Alenia-Aeronautica. Le caratteristiche delle piastre sono riportate in tabella.

	E1 [Pa]	E2 [Pa]	ν_{12}	t [m]	ρ [kg/m ³]
TAPE	14.2E+12	7,79E+9	0,34	1,93E-04	1550

Tabella VII.4

Per le prove sono stati utilizzate piastre unidirezionali di spessore $t \cong 2\text{mm}$ con angolazioni comprese nel range $[0^\circ \div 90^\circ]$. Nel caso di laminati piani, il modulo elastico lungo una direzione ϑ è dato dalla relazione :

$$E_{\vartheta} = E_1 \cos^4 \vartheta + E_2 \sin^4 \vartheta \quad [\text{VII.1}]$$

VII.5 DETERMINAZIONE DELLA VELOCITÀ DEL SUONO ALL'INTERNO DI LAMINATI CFRP

La determinazione della velocità del suono nei differenti lay-up testati è stata determinata mediante un Pencil lead break sul laminato vicino ad uno dei due sensori utilizzati per l'acquisizione dei dati.[Figura VII.29]. Fissata la distanza tra le due sonde [$x = 20\text{cm}$] le velocità di propagazione delle onde acustiche nel laminato sono state determinate in funzione della "location" dell'evento registrato, nota x . Dall'evento e quindi dalla sua localizzazione nel tempo è stato possibile risalire alla velocità del suono per i differenti lay-up.[Figura VII.30]

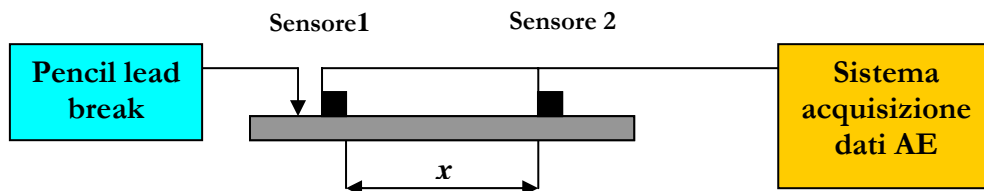


Figura VII.29

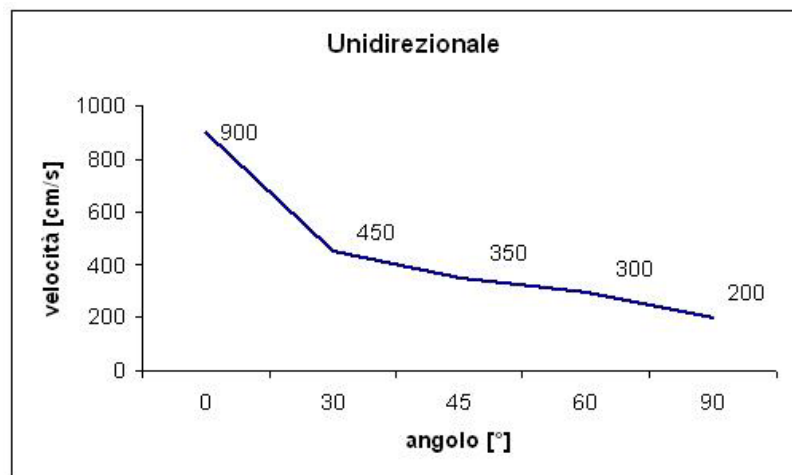


Figura VII.30

VII.6 DETERMINAZIONE DELLA RIGIDEZZA DI LAMINATI CFRP MEDIANTE EMISSIONE ACUSTICA

Dalla teoria della laminazione la velocità della componente estensionale dell'onda C_e , è relazionata al modulo elastico longitudinale E , dalla seguente relazione:

$$C_e = \left[E / \rho (1 - \nu^2) \right]^{1/2} \quad [\text{VII.2}]$$

in cui ρ è la densità del materiale e ν è il modulo di Poisson.

Se la lunghezza d'onda è maggiore dello spessore della lamina e la direzione di propagazione dell'onda è nella direzione principale di una laminato ortotropico, la componente estensionale della velocità del suono è indipendente dal modulo di Poisson.

Note le caratteristiche meccaniche, è stato determinato il valore teorico del modulo elastico E per i differenti lay-up. I valori sperimentali sono stati determinati dalla seguente relazione:

$$E = \rho \cdot C_e^2 \quad [\text{VII.3}]$$

In tabella VII.5 e in Figura VII.31 sono riportati i valori del modulo di Young $[E]$ per i differenti lay-up. Si nota che i dati sperimentali confermano il legame esistente tra la rigidezza delle piastre composite a spessore sottile e la componente estensionale della velocità dell'onda. Ciò pone le basi per caratterizzare mediante AE qualsiasi struttura composita, sia in termini di rigidezza che di resistenza, quando è sottoposta a carichi: siano essi di natura statica che dinamica.

Angolo [°]	E teorico [Pa]	E sperimentale [Pa]	Errore %
0	1,42E+11	1,26E+11	16
30	8,04E+10	3,10E+10	49,9
45	3,74E+10	1,89E+10	1,85
60	1,33E+10	1,40E+10	-0.07
90	7,79E+09	6,2E+09	15,9

Tabella VII.5

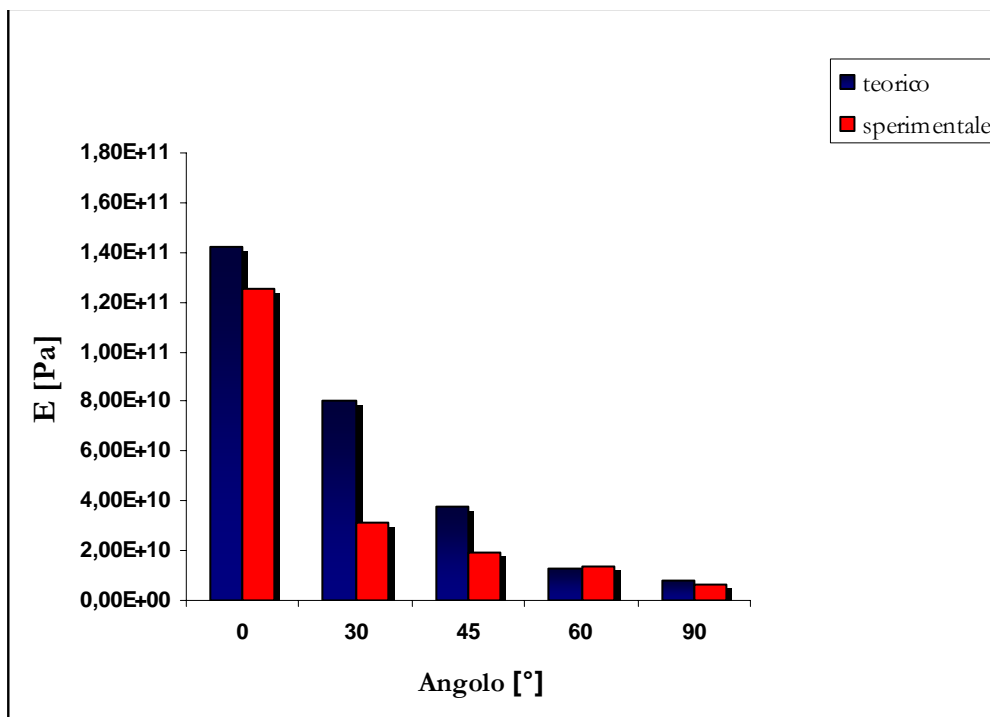


Figura VII.31

Conclusioni

La tesi di dottorato aveva come obiettivo lo studio e la realizzazione di componenti tubolari in vetroresina ottenuti mediante la tecnologia del “*Filament Winding*”. Le attività svolte sono state articolate secondo i seguenti punti:

- Sviluppo dei programmi in ambiente software che consentono la realizzazione di tubi con angoli di avvolgimento che variano da 0° a 90° . La stesura dei listati di programmi è scaturita sia da considerazioni di tipo geometrico che dal processo di ottimizzazione per l'affiancamento delle fibre, in modo da ridurre il numero di cicli di ripetizione.
- Scelta delle angolazioni ottimali delle fibre (intendendo per “orientazione ottimale” quella che minimizzi la quantità di materiale utilizzato e di conseguenza lo spessore totale), in modo da avere tubi equilibrati e simmetrici. In particolare sono stati sviluppati i programmi e realizzati gli avvolgimenti a $\pm 9^\circ$ e a $90^\circ/0^\circ/90^\circ$. La scelta di questi avvolgimenti è stata dettata dal fatto che i manufatti oggetto di questo studio, devono resistere ad elevate pressioni di esercizio, per cui è richiesta una progettazione a resistenza. I risultati ottenuti hanno consentito di rilevare che, a parità di spessore normalizzato in relazione alla quantità di fibre impiegate, i tubi a singola deposizione con $\vartheta = \pm 55^\circ$ presentano un comportamento migliore a rottura ultima rispetto ai tubi ($90^\circ/0^\circ/90^\circ$); per le resistenze a prima rottura, i dati sperimentali hanno confermato i calcoli di ottimizzazione.
- Processamento della matrice sia mediante post-cura dei manufatti in forni ad induzione che mediante cura *in-situ* con un impianto di riscaldamento ad infrarossi opportunamente termoregolato. Lo studio con sistema di riscaldamento ad IR è stato focalizzato sia alla cura della sola matrice che del composito, per determinare le condizioni di processo (distanza sorgente/pezzo; lunghezza d'onda; temperatura) idonee al miglioramento del comportamento meccanico. I risultati ottenuti dalle prove sperimentali rappresentano un primo studio degli effetti di una sorgente infrarossa sul materiale considerato; le caratteristiche meccaniche (Modulo di Young: E , resistenza ultima: σ_{\max}) hanno presentato i valori più bassi in corrispondenza delle frequenze alle quali la trasmittanza è più bassa. Una possibile ipotesi per spiegare quanto osservato, è quella di considerare come in condizioni di più alta trasmittanza, lo spessore di materiale interessato all'effetto termico della radiazione sia maggiore e porti ad una cura più uniforme del pezzo.
- Analisi del comportamento al danno (withening/deboding/rottura fibre) mediante un sistema di Emissione Acustica, in modo da poter correlare il tipo di danno ai parametri

caratteristici del segnale ottenuto. I risultati ottenuti dall'analisi parametrica dei segnali di emissione acustica hanno evidenziato che vi è una grande differenza di comportamento tra tubi con angoli di avvolgimento a singola deposizione ($\pm 55^\circ$) e tubi con angoli di avvolgimento a doppia deposizione [$90^\circ/0^\circ/90^\circ$].

- Caratterizzazione meccanica a rigidezza di strutture composite mediante Emissione Acustica, in modo da poter correlare la componente estensionale dell'onda con il modulo di Young "E". Ciò pone le basi per caratterizzare mediante AE qualsiasi struttura composita, sia in termini di rigidezza che di resistenza.

BIBLIOGRAFIA

- [1] - V. B. JOHN, “*INTRODUCTION TO ENGINEERING MATERIALS*”, Mcmillan Press, London.
- [2] - Donald R. Lavell, “*COMPOSITE MATERIALS IN AIRCRAFT STRUCTURES*”, edito da Donald H. Middleton per la Longman Scientific & Technical , Cap.3
- [3] - S.T. Peters, W. Donald Humphrey, “*FILAMENT WINDING*”, Manufacturing Processes, Westinghouse Electric Corporation- Brunswick Corporation
- [4] - Woo IL Lee, Alfred C. Loos, Gorge S. Springer, “*HEAT REACTION, DEGREE OF CURE, AND VISCOSITY OF HERCULES 3501-6 RESIN*”, Journal Composite Materials, Vol.16-November 1982.
- [5] - Soo-Yong Lee, Gorge S. Springer, “*FILAMENT WINDING CYLINDERS: I. PROCESS MODEL*”, Journal of Composite Materials, Vol.24-December 1990.
- [6] - J. Bai, G. Hu and P. Bompard, “*MECHANICAL BEHAVIOUR OF $\pm 55^\circ$ FILAMENT-WOUND GLASS-FIBRE/EPOXY-RESIN TUBES: II. MICROMECHANICAL MODEL OF DAMAGE INITIATION AND THE COMPETITION BETWEEN DIFFERENT MECHANISMS*”, Compos. Sci. Technol., Vol. 57, 1997, pp.155-164.
- [7] - T. Y. Kam, Y. W. Liu & F. T. Lee, “*FIRST-PLY FAILURE STRENGTH OF LAMINATED COMPOSITE PRESSURE VESSELS*”, Composite Structures, Vol. 38, No 1-4, 1997, pp. 65-70.
- [8] - M. Carrol, F. Ellyn, D. Kujawsky, A. S. Chiu, “*THE RATE-DEPENDENT BEHAVIOUR OF $\pm 55^\circ$ FILAMENT-WOUND GLASS-FIBRE/EPOXY TUBES UNDER BIAXIAL LOADING*”, Compos. Sci. Technol., Vol. 55, 1995, pp. 391-403.
- [9] - C. T. Sun, J. Tao, A.S. Kaddour, “*THE PREDICTION OF FAILURE ENVELOPES AND STRESS-STRAIN BEHAVIOUR OF COMPOSITE LAMINATES: COMPARISON WITH EXPERIMENTAL RESULTS*”, Compos. Sci. Technol., Vol. 62, 2002, pp. 1673-1682.
- [10] - P. Mertiny, F. Ellyin, A. Hothan, “*AN EXPERIMENTAL INVESTIGATION ON THE EFFECT OF MULTI-ANGLE FILAMENT WINDING ON THE STRENGTH OF TUBULAR COMPOSITE STRUCTURES*”, Compos. Sci. Technol., Vol. 64, 2004, pp. 1-9.
- [11]- M. F. S. Al-Khalil, P. D. Soden, R. Kitching and M. J. Hinton, “*THE EFFECT OF RADIAL STRESSES OF THIN-WALLED FILAMENT WOUND GRP COMPOSITE PRESSURE CYLINDERS*”, Int. J. Mech. Sci., Vol. 38, 1996, pp. 97-120.

- [12]- M. J. Hinton, A.S. Kaddour, P. D. Soden, “***A FURTHER ASSESSMENT OF THE PREDICTIVE CAPABILITIES OF CURRENT FAILURE THEORIES FOR COMPOSITE LAMINATES: COMPARISON WITH EXPERIMENTAL EVIDENCE***”, *Compos. Sci. Technol.*, Vol. 64, 2004, pp. 549-588.
- [13]- Jinbo Bai, Philippe Seeleuthner & Philippe Bompard, “***MECHANICAL BEHAVIOUR OF $\pm 55^\circ$ FILAMENT-WOUND GLASS-FIBRE/EPOXY-RESIN TUBES: I. MICROSTRUCTURAL ANALYSES, MECHANICAL BEHAVIOUR AND DAMAGE MECHANISM OF COMPOSITE TUBES UNDER PURE TENSILE LOADING, PURE INTERNAL PRESSURE AND COMBINED LOADING***”, *Compos. Sci. Technol.*, Vol. 57, 1997, pp. 141-153.
- [14]- William T. McCarvill, “***FILAMENT-WINDING RESINS***”, Hercules Aerospace Company.
- [15]- B.-C. Chern, T.J. Moon, J.R. Howell, “***THERMAL ANALYSIS OF IN-SITU CURING FOR THERMOSET, HOOP-WOUND STRUCTURES USING INFRARED HEATING: PART I – PREDICTIONS ASSUMING INDIPENDENT SCATTERING***”, *Journal Heat Transfer*, Vol.117- August 1995.
- [16]- B.-C. Chern, T.J. Moon, J.R. Howell, “***THERMAL ANALYSIS OF IN-SITU CURING FOR THERMOSET, HOOP-WOUND STRUCTURES USING INFRARED HEATING: PART II-DEPENDENT SCATTERING EFFECT***”, *Journal Heat Transfer*, Vol.117-August 1995.
- [17]- S. Spring, “***INFRARED DRYING AND CURING SYSTEM***”, Casso-Solar Corp., Pomona, N.Y.[17]- Scott R. White, Cheol Kim, “***CONTINUOUS CURING AND INDUCED THERMAL STRESS OF A THICK FILAMENT WOUND COMPOSITE CYLINDER***”, *Journal of Reinforced Plastic and Composites*, Vol.20.No.02/2001
- [18]- Jyh-jian Chen, Jenn-Der Lin, “***THERMOCAPILLARY EFFECT ON DRYING OF A POLYMER SOLUTION UNDER NON-UNIFORM RADIANT HEATING***”, *International Journal of HEAT and MASS TRANSFER*, 43-(2000).
- [19]- H. W. Sielser, K. Holland-Maritz, “***INFRARED AND ROMAN SPETTROSCOPY OF POLYMERS***”, Ed. Edward G. Brame, Ney York 1980, Vol.4.
- [20]- Agarwal B.D., Arya N.K., Iyengar N.G.R., “***ACOUSTIC EMISSION STUDIES OF FATIGUE DAMAGE GROWTH IN CARBON FABRIC REINFORCED EPOXY COMPOSITE***”, Kanpur – 1990
- [21]- Crostak H.A., Böhm P., “***MONITORING OF A PRESSURE VESSEL (ZB2) BY MEANS OF ACOUSTIC EMISSION***”, articolo da “*Journal of Acoustic Emission*”, vol. 9, n. 1 – 1990 (1989)

- [22]- Golaski L., Gębski P., Baran I., Kanji Ono, “**WAVEFORM ANALYSIS OF ACOUSTIC EMISSION DURING PRESSURIZATION OF GLASS-FIBER COMPOSITE PIPES**”, atti della “Acoustic Emission ’99 – International Conference – Brno” – 1999
- [24]- Krivobodrov V., “**LOCALIZATION OF ACOUSTIC EMISSION IN THE FRACTURE OF FIBER COMPOSITES**”, articolo da “Journal of Acoustic Emission”, vol. 13, nr. 3-4 – 1995
- [25]- McBride S.L., Pollard M.D., Bowmann P.S., Peters D.T., “**ACOUSTIC EMISSION DETECTION OF CRACK PRESENCE AND CRACK ADVANCE DURING FLIGHT**”, Kingston – 1990
- [26]- Nesvijiski E.G., Sarkis P.J., “**ACOUSTIC EMISSION AND FAILURE PREDICTION OF COMPOSITES**”, atti dal convegno NDTISS ’99
- [27]- Prosser W.H., Jackson K.E., Kellas S., Smith B.T., McKeon J., Friedman A., “**ADVANCED, WAVEFORM BASED ACOUSTIC EMISSION DETECTION OF MATRIX CRACKING IN COMPOSITES**”, articolo da “Materials Evaluation”, vol. 53(9), pp. 1052-1058 - 1995
- [28]- Roy C., Maslouhi A., El Ghorba M., “**STUDY OF FAILURE PROCESSED IN FIBER REINFORCED COMPOSITES USING ACOUSTIC EMISSION TECHNIQUES**”, Sherbrooke – 1990
- [29]- Siddalingaiah D.L., Iyengar N.G.R., Agarwal B.D., “**DAMAGE IDENTIFICATION IN CARBON/EPOXY COMPOSITES USING ACOUSTIC EMISSION TECHNIQUE**”, atti dal 14° Convegno mondiale sui Controlli Non Distruttivi, vol. 4 pp 2469-2474, Nuova Delhi – 1996,
- [30]- Siron O., Tsuda H, “**ACOUSTIC EMISSION IN CARBON FIBRE-REINFORCED PLASTICS MATERIALS**”, Annales de Chimie Science des Matériaux, 25, 7 pp. 533-537 – 2000
- [31]- Zucchelli A., Dal Re V., “**COMPOSITE LAMINATE PROGRESSIVE FAILURE MONITORING AND ANALYSIS VIA ACOUSTIC EMISSION**”, Experimental Techniques and Design in Composite Materials nr. 6, Vicenza, 2003
- [32]- Gregory N. Morscher., “**MODAL ACOUSTIC EMISSION OF DAMAGE ACCUNULATION IN A WOVEN SiC/SiC COMPOSITE**”, Nasa Lewis Research Centre, MS-106-5 Case western Reserve University ,Cleveland, OH 4413, USA

[33]- Gregory N. Morscher., Andrew L. Gyekenyesi “***THE VELOCITY AND ATTENUATION OF ACOUSTIC EMISSION WAVES IN SiC/SiC COMPOSITES LOADED IN TENSION***”, Ohio Aerospace Institute, Cleveland, OH, USA